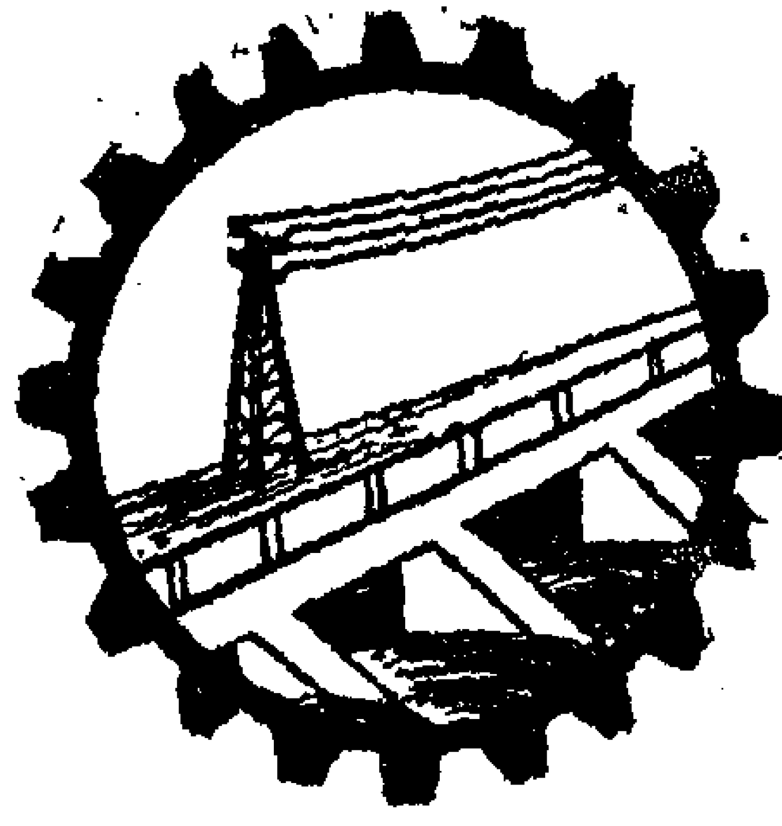
ESEN-CPS-BK-0000001080-ESE

00471182



مجلة

جمعيات المهندسين

ج.ع.م

يناير سنة ١٩٦٣ المجلد الثانى العدد الأول

المطبعة العالمية ١٦ و١٧ ش ضريح سعد بالقاهرة

مجلة

جمعيات المهندسين

ج.ع.م

مجلة علمية هندسية — تصدرها كل ثلاثة شهور
جمعيتا المهندسين بالقاهرة والاسكندرية

السنة الثانيــة — العدد الأول — ينـــاير ١٩٦٣

محتويات هذا العدد

القسم العربى

صفحة

القسم الافرنجى

بيانات

مقر المجلة :

بالقاهرة

جمعية المهندسين المصرية

٢٨ شارع رمسيس بالقاهرة

تليفون ٥٢١٠٦

بالاسكندرية

جمعية المهندسين بالاسكندرية

٦٦ شارع النبى دانيال بالاسكندرية

تليفون ٢٢٢٢٢

الاشتراكات :

- جميع أعضاء جمعيتى المهندسين بالقاهرة والاسكندرية مشتركون فى المجلة بحكم عضويتهم

لغير الأعضاء :

الاشتراك السنوى

للعدد الواحد	للهيئات	للطالب
ص / ١٥	ص / ١٥٠	ص / ٦٠

- ترسل البحوث والموضوعات والتعليقات إلى أمانة التحرير بأحد مقرى جمعيتى المهندسين بالقاهرة والإسكندرية .
- ترحب المجلة بما يرسل إليها من بحوث وموضوعات هندسية وأى تعليقات علمية للمناقشة
- المجلة غير مسئولة عن الآراء التى تنشر وتعبر عن رأى كاتبها فقط

الإعلانات :

- مؤسسة مصر للطباعة والإعلان والنشر

١٤ شارع زكى بالتوفيقية - القاهرة تليفون ٥١٦٠١

لجنة التحرير

هـذا العـدد

بهذا العدد تبدأ المجـلة مجلدها الثانى فى سنتها الثانية . . وبهذا العدد تبدأ الحيرة فى كيفية تطويرها . . لقد صاحب إصدار هذه المجـلة حقائق عدة نجملها فنقول إن هذه المجلة لقيت من الدراسة فى إخراجها وفى أسس تكوينها ، وفيما بنيت عليـه من قواعد تحضيرية ما لا يتطرق إليه أى ارتجال . . ثم إن ماتضمنته من موضوعات متفاوتة وبحوث شتى . . كل ذلك جعل من العسير ابتكار جديد يصاحب صدور أعدادها المتتالية . .

من أجل ذلك . . ومن أجل السير بالمجلة فى خطتها العلمية الهندسية . .

رأت أمانة التحرير ألا تقتصر مهمتهـا على اخراج المجلة فحسب بل راحت تتابع ماتثيره موضوعاتها وبحوثها من آراء ومناقشـات فى كل مجال ومع كل قارىء .. وفعلا بدأت أمانة التحرير بالاسكندرية فى مناقشة بحـوث عـددى المجـلد الأول فى ندوات ومحاضرات عامة ..

ثم تجمع هـذه المناقشات وتلك الاستفسارات ورد المختصين عليها لتنشر فى أعداد المجلة حتى نتابع فى حرص سير المجلة وكيف تكون وما ينبغى لها أن تكون عليه . . ونحن بذلك نيسر مجال المناقشة والبحث الذى يوصلنا إلى ما نهدف إلى معرفته من آراء وتطورات حديثة . . وهكذا نسهم جميعاً فى قيام وعى هندسى جدير بالتسجيل . .

ولم تبخل الأقدار على هذا العدد بعيد يؤازر فجر مولده :

فقد شهد العدد الأول عيد الثورة العاشر . .

وشهد العدد الثانى عيد الجيش والطيران . .

وهاهو هذا العدد يشهد عيد النصر ..

وهكذا تسير المجلة فى أيام كلها نور .. فى أعياد ومناسبات جليلة تقودها المستوى الرفيع الذى نأمله ..

ولن يقل حظ العدد التالى عن سابقيه . . حيث يشهد العدد القادم أول مؤتمر هندسى محلى تنظمه جمعية المهندسين المصرية بالاشتراك مع وزارتى الإسكان والبحث العلمى . . وهذا المؤتمر يناقش مشكلة الإسكان حيث يضم أربعاً وثلاثين بحثاً تعرض وتناقش جميعاً فى المدة من ٢٥ إلى ٢٨ مارس سنة ١٩٦٣ . .

كذلك تقوم اللجنة الأهلية للرى والصرف والسدود والقناطر الكبرى بتنظيم مؤتمرها الثلاثين لهذا الغرض فى الرابع من فبراير سنة ١٩٦٣ . .

هذا وستشهد جمعيتا المهندسين بالقاهرة والأسكندرية فى هذا الموسم نشاطاً واسعاً فى المجال الهندسى وذلك باقامة الدورات التدريبية الهندسية وتنظيم المحاضرات والندوات فى كافة التخصصات الهندسية . .

وهكذا يشهد ميدان الهندسة جواجديدا من النهضة والتطور والرقى كله نشاط وفاعلية نحو التكامل الفنى الهندسى الذى تنشده دولتنا الناهضة . .

وأخيراً . . أدعوكم إلى مداومة مؤازرتكم لمجلتكم التى جاءت وليدة إيمانكم . . وثمرة تأييدكم وتشجيعكم وستكون كذلك دائماً . . فلا تتخلوا عنها . .

وإلى اللقاء مع بحوثكم . . وآرائكم . . وتعليقاتكم . .

رئيس التحرير

المناخل القياسية والهزازات الآلية

من الوجهتين النظرية والتجريبية

للدكتور المهندس
أحمد على العريان
الأستاذ المساعد بكلية الهندسة
جامعة القاهرة

و

الدكتور المهندس
فاروق عثمان شهوان
المدرس بكلية الهندسة
جامعة عين شمس

المقدمة

لقد أصبح من الضرورى دراسة المقاييس المستخدمة فى تحديد الأرقام والأبعاد والصفات التى تعبر عن المواد الواقعة تحت القياس حتى يمكن التعرف على مدى مطابقة هذه المواد للمواصفات نفسها . وقد أصبحت هذه الدراسة ضرورية بعد أن تعددت لجان المواصفات الخاصة بمواد البناء وغيرها فى النواحى الهندسية والصناعية بجميع فروعها وفى مناحى اتجاهاتها .

وقد كان من الجدير القيام بهذه الخطوة منذ مدة وقبل صدور المواصفات القياسية التى بلغ عددها حتى أول أكتوبر سنة ١٩٦٢ مايزيد على ٣٢٥ . حيث تلاحظ فى مجال مواصفات المواد أن المواصفات القياسية التى تصدرها الهيئة المصرية للتوحيد القياسى يتعرض بعضها للتحليل المنخلى فتذكر إحدى المواصفات عند تحديدها للمنخل القياسى أبعاد فتحاته ، وتحدد الأخرى عدد الثقوب فى الوحدة الطولية ، وقد تضع إحدى المواصفات أبعاد المنخل بالمليمتر ، وتضع الأخرى الأبعاد بالمليمتر وما يقابلها بالبوصة .. وتذكر إحدى المواصفات التفاوت فى هذه الأبعاد وتغفل ذكرها المواصفات الأخرى ..

وهكذا نرى أن مواصفات التوحيد القياسى تتطلب توحيدا فى وحدات القياس حتى لاتتعدد المقاييس المستعملة ولا تتضارب المادة بين مطابقتها لاحدى المواصفات وعدم مطابقتها للمواصفات الاخرى ، وهكذا حتى نمنع أى لبس يتعرض له القانون على اختبار المادة نتيجة للحيرة فى طرق القياس فى المواصفات المختلفة .

وعلى ضوء ذلك يجب الاتفاق على طريقة واحدة للتعبير عن التحليل المنخلى فى كل ما تصدره الهيئة المصرية للتوحيد القياسى من مواصفات ؛ خاصة وأن الدولة أجبرت رجل الشارع على التعامل بالنظام المترى فى القياس .

الجزء الأول

تطور المناخل القياسية والهزازات الآلية

● القياس ضرورة أملتها الاحتياجات الإنسانية :

إرتبط القياس بتاريخ الإنسان منذ نشأته حيث فطر على دقة حسه بالأبعاد والتناسب ، فاتخذ لنفسه منذ فجر التاريخ أدوات من حجر وخشب تفي بحاجته . . سهل حملها . . فعالة في الغرض منها . . وهكذا اقتطع من الحجر الضخم دليلاً على تقديره للبعد وإحساسه بالوزن . . وهكذا كان استخدام الإنسان للمقاييس لا شعورياً ؛ عاملاً على جعل هذه الأدوات والآلات ذات فاعلية مجدية .

وقد أمكن التعرف على وحدة القياس التي كانت مستخدمة في العصور القديمة دلت الآثار على أن وحدة القياس كانت هي ذراع الإنسان من بدء المرفق حتى طرف الإصبع الوسطى ، وهذا يساوى ستة أضعاف عرض الكف أو ٢٤ ضعفاً عرض الإصبع الوسطى . وقد استخدم قدماء المصريين منذ خمسة آلاف سنة ما يعرف بالذراع الملكي وحدة للقياس .. وقد وجد هذا القياس بين آثار القدماء ؛ وهو عبارة عن مسطرة من من حجر الجرانيت الأسود مدرجة إلى وحدات صغيرة تتميز بخطوط دقيقة محفورة عليها ، وكان طول هذه المسطرة ٤٩٫٦١ سم وطول قسم التدريج $\frac{1}{4} \times \frac{1}{7}$ من كامل طول المسطرة . . وقد لوحظ أن هذه الأقسام في غاية من الدقة التي تدعو إلى الإعجاب .

كذلك كشفت آثار الإغريق عن استخدامهم وحدة للقياس أطلقوا عليها اسم « القدم اليوناني » وكان طوله يساوى $\frac{3}{5}$ الذراع الملكي وقسمه الإغريق إلى ١٦ قسماً .

وقد توالى اتخاذ وحدات رئيسية للقياس حيث اتخذ الرومان القدم اليوناني وقسموه ١٢ قسماً ليساير نظمهم المتبعة في الأوزان والنقود . . وبفضل هذه المقاييس أمكنهم تبادل البضائع وكانت أساساً لاستخدام طرق قياس أخرى في الوزن والكيل .

ومع تدرج التحديد في وحدات القياس بتعاقب العصور تدرجت هذه الوحدات من وحدات محلية تختلف باختلاف القبائل والعشائر والبلاد إلى مقاييس عالمية متعارف عليها دولياً .. ولم يصل العالم بعد إلى وحدة موحدة مطلقة ؛ إلا أن العلاقة بين الوحدتين المتعارف عليها دولياً معروفة .. فيمكن التحويل من الوحدات الإنجليزية إلى المترية والعكس بسهولة ووضوح . . ولو أن التيار يدفع النظام الإنجليزي إلى الاتجاه المترى لسهولة التعامل والتعبير بواسطته .

وهكذا تدرجت المقاييس من أدوات حجرية خشنة الى موازين حساسة وأدوات قياس دقيقة .. ذات أغراض متعددة : منها ، مجموعات المناخل للتعرف على مقاس الحبيبات وتدرجها .

● بليون جرىء في بوصة مكعبة :

يدخل مقياس الحجم كعامل هام في تحديد خواص المواد الصلبة سواء كانت هذه المواد في حالتها الخام أو في مراحل التصنيع أو في الحالة النهائية لعملية التصنيع . . وتظهر أهمية الحجم وقياسه للتحكم في عملية البيع والشراء وعمليات التصنيع للقطع المختلفة من المواد الصلبة .

ومن اليسير تحديد الأحجام إذا كان الجسم ذا شكل منتظم وفي درجة من الكبر يسهل عندها قياس أبعاده بالطرق العادية على أن تكون مجموعة هذه الأجسام محدودة عددياً .. إذ أنه كلما كان الجسم صغيراً وبأعداد هائلة كلما صعبت عملية القياس وتعقدت طرق التعرف على المادة ومحتواها .

وعلى سبيل المثال يمكن اختبار قطعة من الحجر فى حجم البوصة المكعبة لتحديد أبعادها وتكوين رأى محدد عن مظهرها ومدى قربها من المقاييس المحددة وذلك باستخدام طرق القياس الطولية العادية .. أما إذا كانت هذه القطعة مقسمة إلى مكعبات مقاس ضلع كل منها يقرب من ١/١٠ بوصة فإن المسألة تصعب بعض الشىء . وتزيد الطاقة اللازمة للتعرف على المادة كما وكيفاً كما تتعقد عمليات الفحص لإمكان اختبار مدى مطابقة هذه المكعبات الصغيرة لما تتطلبه المواصفات .

وبفرض أن المطلوب التعرف على حجم من الحبيبات قدره بوصة مكعبة طول ضلع كل حبيبة ١/١٠٠ أو ١/١٠٠٠ من البوصة فسنرى من الجدول رقم (١) إلى أى مدى تتعقد طريقة فحص هذه الحبيبات للحصول على درجة مطابقتها للمواصفات .

ففى المكعبات التى بُعد ضلعها يساوى ١/١٠ من البوصة يمكن للعين تمييز الجسم وأضلاعه بصورة تمكن من إجراء عمليات القياس بدون صعوبة وبدقة تامة ؛ وعند ما يكون ضلع الجسم مساوياً ١/١٠٠ من البوصة نجد أن العين تتطلب مساعدة ما لتكبير الجسم حتى يمكن إجراء عمليات القياس . . إلا إنه

(جدول رقم ١)

عدد القطع المراد قياسها التى تحتويها البوصة المكعبة عند اختلاف طول ضلع هذه القطع

الحجم	بُعد ضلع القطعة	عدد القطع
بوصة مكعبة	١ بوصة	١
» »	٠ر١ »	١٠٠
» »	٠ر٠١ »	١ر٠٠٠ر٠٠٠
» »	٠ر٠٠١ »	١ر٠٠٠ر٠٠٠ر٠٠٠

من البديهى أن فحص وعد محتويات البوصة المكعبة من هذه الحبيبات (مليون جزء) بهذه الطريقة فى القياس لا تعتبر عملياً مهما كانت قيمة المادة المقاسة سواء كانت من الذهب أو البلاتين أو الماس .

وبتطبيق ما جاء بالجدول رقم (١) باستخدام الوحدات المترية (سنتيمتر) بدلا من البوصة نرى إلى أى مدى تكون عملية الفحص مرهقة وغير عملية على الإطلاق .

وتظهر هذه المشكلة بوضوح عند التعامل باستخدام المواد ذات الجزئيات الدقيقة حيث يكون من الضرورى التعرف على مقياس هذه الجزئيات . ومن أمثلة هذه المواد الركام الصغير والركام الكبير فى حالتهما الطبيعية أو المواد الناتجة عن التكسير والسحق والتفكك والتبلر (كما يظهر فى صناعة السكر والكيماويات) أو فى مادة منتجة تجمع بين هذه الحالات مثل الأسمنت .

وفى هذا المنتج الأخير (الأسمنت) تظهر بوضوح أهمية قياس الحبيبات التى يصل عددها فى البوصة المكعبة إلى عدة بلايين . . فكيف تتم عمليات القياس لجزيئات هذا المنتج الذى تخرج المصانع منه ملايين الأطنان التى تستعمل وفقاً لمواصفات حجمية محددة لجزيئاته ؟ ... لذلك كان من الطبيعى أن يتجه التفكير فى بادىء الأمر لاختبار مطابقة هذه الجزيئات للمواصفات باستخدام المناخل القياسية .

أولا — مناخل الاختبار :

استخدمت طريقة فصل الجزيئات بطريقة النخل عند ما اتجهت أنظار الإنسان إلى استخلاص المعادن من الأرض .. ويرجع استخدام هذه الطريقة إلى أزمان بعيدة ، إلا أن الآثار لم تشر إلى ذلك إلا فى حوالى عام ١٥٠ ق . م . حيث وجدت بعض نقوش على آثار الإغريق والرومان تدل على هذا المعنى . . وقد وصفوا المنخل بأنه عدد من ألواح الخشب أو قطع الجلد المليئة بالثقوب أو يصنع من نسيج من شعر الخيل أو الغاب . . كما استخدموا شعر الإنسان فى صناعة المناخل .



شكل رقم (١). النخل فى العصور الوسطى عن «دى ريميتيليكا» رسم چوچى أجريكون — عام ١٥٥٦ :

(ا) منخل (ب) مقابض المنخل (حـ) وعاء تجميع الحبيبات المارة من المنخل (د) شبكة (مصنوعة من أسلاك الصلب). (هـ) إطار المنخل (و) قضبان ساندة لنسيج المنخل (ز) إطار المنخل (ع) عاملة تهز المنخل (ط) صبى يمد العاملة بالمواد التى تتطلب الغسيل (ى) عامل يخرج المواد التى مرت من المنخل من وعاء التجميع بواسطة كوريك .

(شكل رقم ١)

وفى القرن الخامس عشر استعمل الألمان لأول مرة المناخل المنسوجة من السلك فكان ذلك أول مظاهر التقدم فى صناعة المناخل بعد أن استمرت حقبة طويلة فى صورتها البدائية .

والشكل رقم (١) يوضح عملية النخل فى العصور الوسطى نقلاً عن « دى ريميتيليكا » فى عام ١٥٥٦ .

وبعد ذلك تطورت صناعة المناخل التى كانت فى أول أمرها على هيئة غرابيل ذات إطارات من الخشب تهز يدوياً لتحل محلها المناخل ذات الهزازات الآلية التى عملت على زيادة كفاءة عملية النخل كيفاً وكماً .

وبتوالى عمليات التحسن فى إجراءات النخل والتهشيم كانت الحاجة ملحة إلى وجود وسائل أكثر دقة لمقارنة المواد المنخولة وذلك لقياس المنتجات النهائية لهذه المواد حتى يمكن استخدامها بكفاءة فى أغراض الصناعة ولإمكان التحكم فى جودة المنتجات الناتجة عن استخدام هذه المواد .

وباستعمال النسيج السلكى فى المناخل وتجهيزها بإطار خاص دخل التصنيف الحجمى للجزيئات مرحلة مبنية على أسس علمية ؛ وفتحت مناخل الاختبار هذه أبواباً واسعة لدراسة عملية التوزيع الحجمى للجزيئات ولقياسها بدقة متناهية تصل إلى ٢٥ ميكرون (أى $\frac{1}{1000}$ من البوصة تقريباً) مع قياس ملايين الجزيئات دفعة واحدة وفى اختبار واحد .

وبانتشار استخدام المناخل فى أغراض الاختبار كانت هناك ضرورة لإيجاد علاقة محددة بين أبعاد الفتحات فى المناخل المختلفة . . واستجابة لهذه الضرورة قامت إحدى الشركات الأمريكية فى سنة ١٩١٠ بصناعة مجموعة من المناخل القياسية كانت النسبة بين مساحة فتحة المنخل والفتحة فى المنخل التالى له مباشرة نسبة ثابتة تساوى ٢ : ١ ، وكانت فتحات نسيج المنخل مربعة ؛ وعلى ذلك تكون النسبة بين أطوال أضلاع الفتحات فى المناخل المتتالية نسبة ثابتة تساوى

$\sqrt{2}$: ١ (أى ١٫٤١٤ : ١) .. وترجع فكرة النسبة الثابتة إلى الأستاذ «ريتنجر» Rittinger فى سنة ١٨٦٧ .

ثم اقترح الأستاذ «ريتشاردز» Ritchards استبدال النسبة السابقة إلى $\sqrt[4]{2}$: ١ (أى ١٫١٨٩ : ١) وذلك حتى يمكن تقسيم الجزيئات المختبرة إلى مجموعات أكثر تقارباً . وقد أخذت المواصفات القياسية فى كثير من الدول بهذا الاقتراح كما فعلت : أمريكا وبريطانيا والهند واليابان .

وقد رأى « هوفر » Hoover استخدام مجموعة من المناخل أساسها فتحة مربعة . طول ضلعها بوصة واحدة .. وللحصول على أبعاد الفتحات الأخرى تستخدم النسبة الثابتة $\sqrt[3]{2}$: ١ بنفس الطريقة السابقة .. ولهذا الاقتراح ميزة ، وهى أن ضلع فتحة المنخل رقم ١٥ يساوى ٠٫٠٣٩٣٧ بوصة . أى ملليمتر واحد (أى يمكن الربط بين الوحدات الانجليزية والمترية عند هذه الدرجة) .. ورغم ذلك لم يؤخذ بهذا الاقتراح عملياً أو تطبيقياً .

ثانيا ـ الهزازات الآلية :

تستخدم الهزازات الآلية عند إجراء اختبارات التحليل المنخلى لتوفير الطاقة المبذولة فى النخل إذا كان ذلك يتم يدوياً .

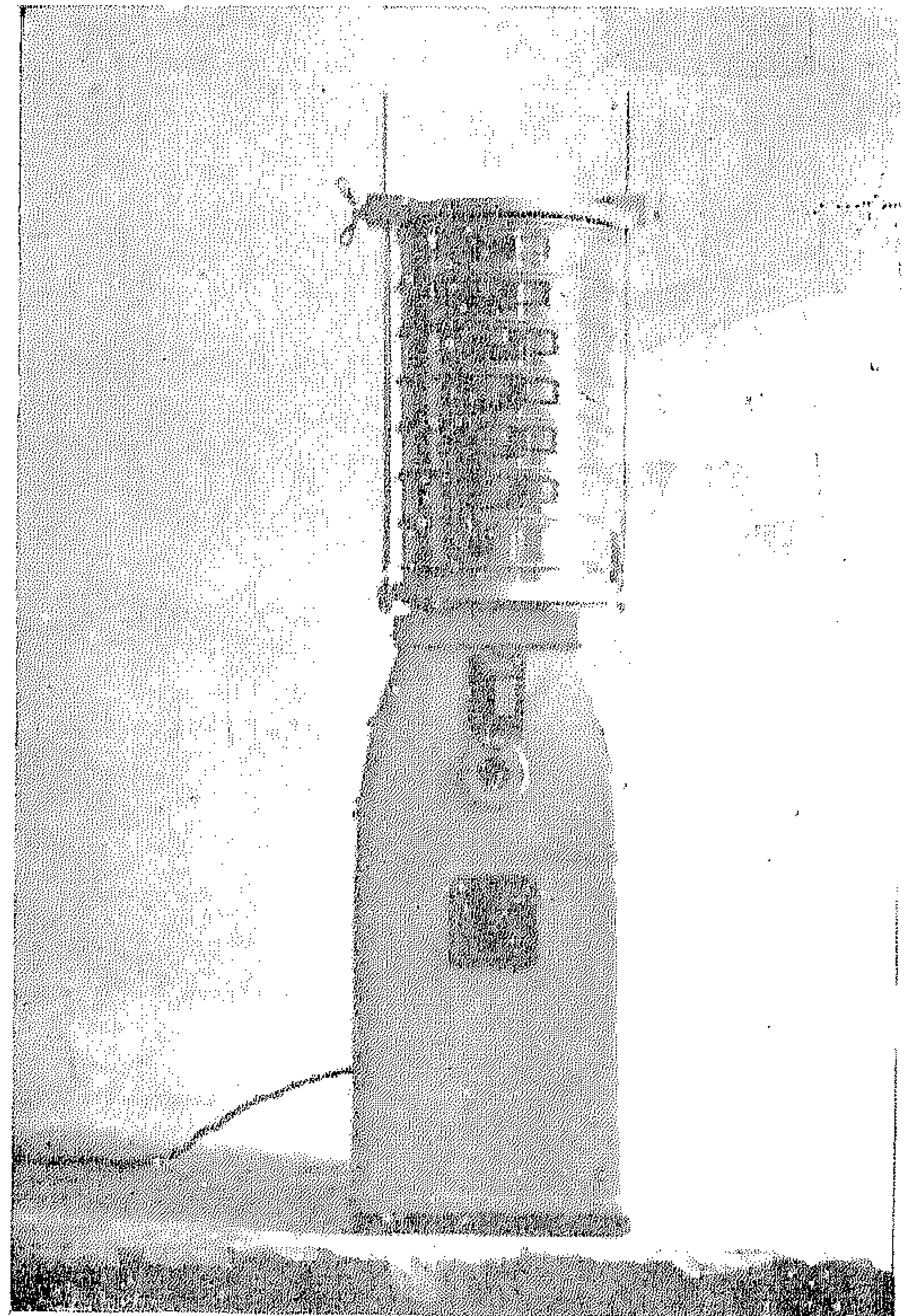
وقد تعددت تصميمات الهزازات الآلية ، واختلفت تبعاً لذلك طبيعة النخل فى كل نوع من هذه التصميمات . وتصنف الهزازات الآلية بالنسبة لطبيعة النخل كما يلى :

١ ـــ حركة ترددية رأسية بحيث يرسم محور مجموعة المناخل مخروطاً رأسه إلى أسفل ـــ شكل رقم (٢ أ ، ب) .

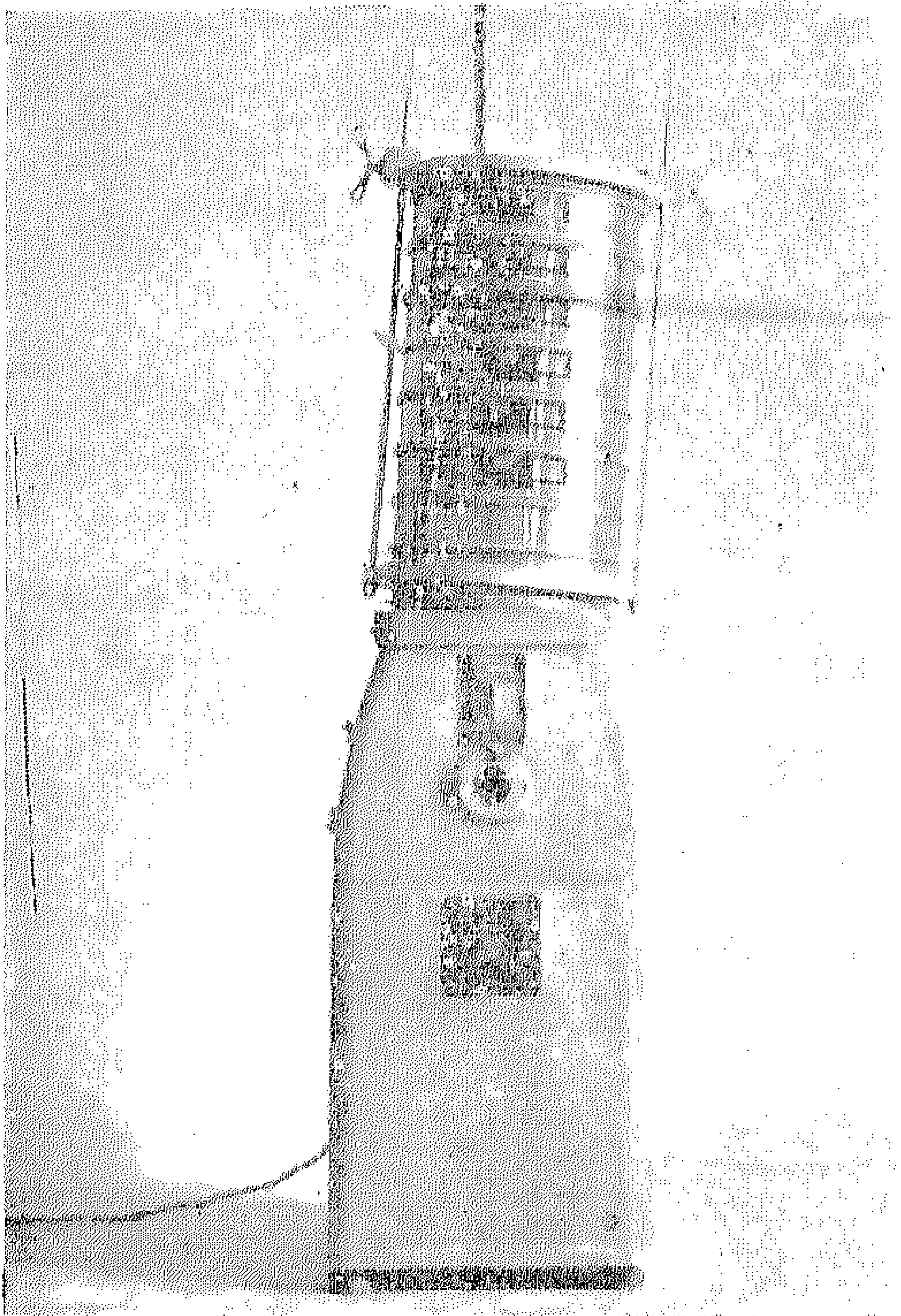
٢ ـــ حركة ترددية رأسية بحيث يرسم محور مجموعة المناخل أسطوانة رأسية ـــ شكل رقم (٣) .

٣ ـــ حركة تأرجحية بحيث يكون محورها فى مكان محدد فوق مجموعة المناخل ـــ شكل رقم (٤) .

٤ ـــ حركة تأرجحية بحيث يكون محورها فى مكان محدد فوق مجموعة المناخل مع نقرة خفيفة فى نهاية كل أرجحة شكل رقم (٥) .

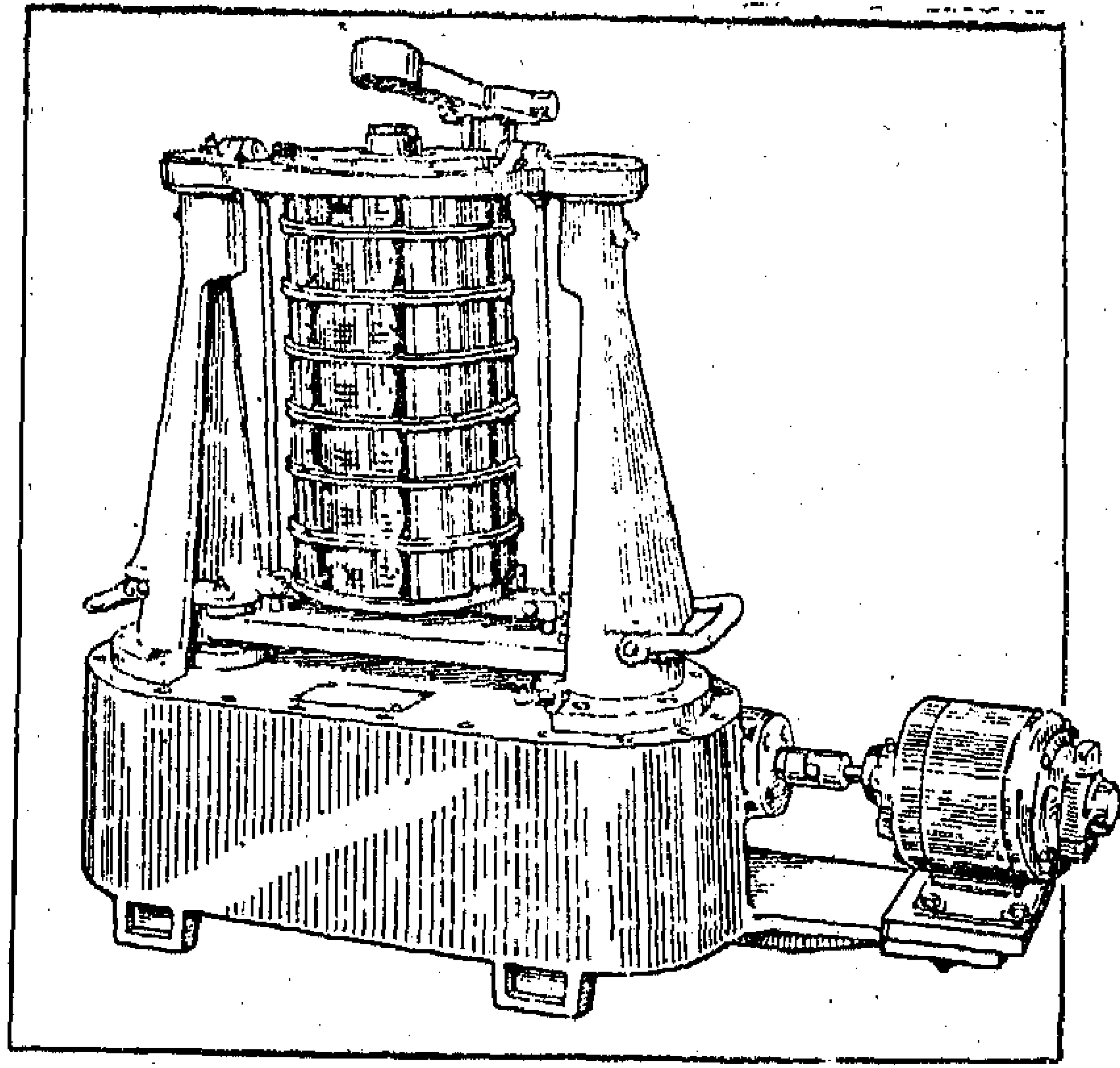


(شكل رقم ٢ أ)

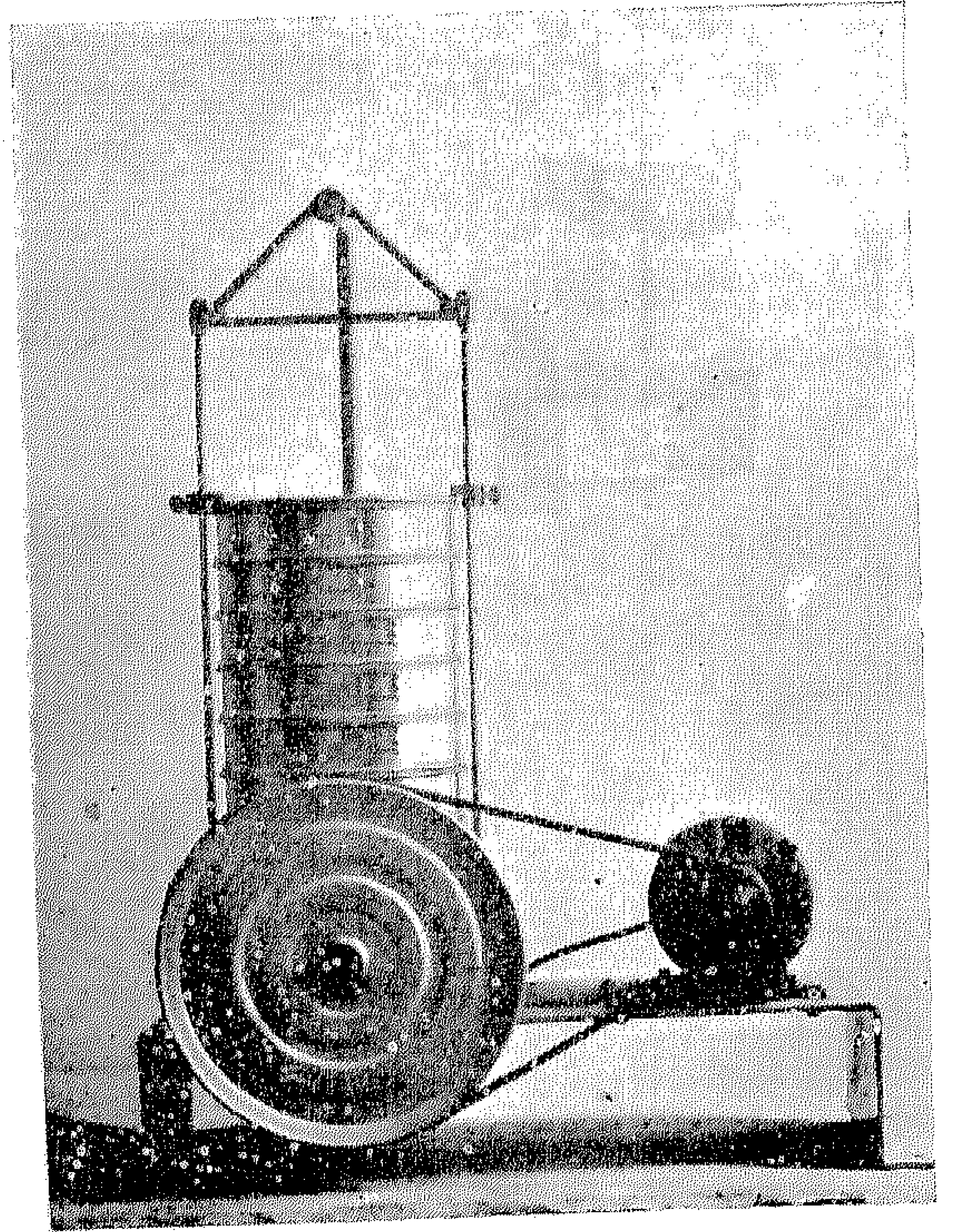


(شكل رقم ٢ ب)

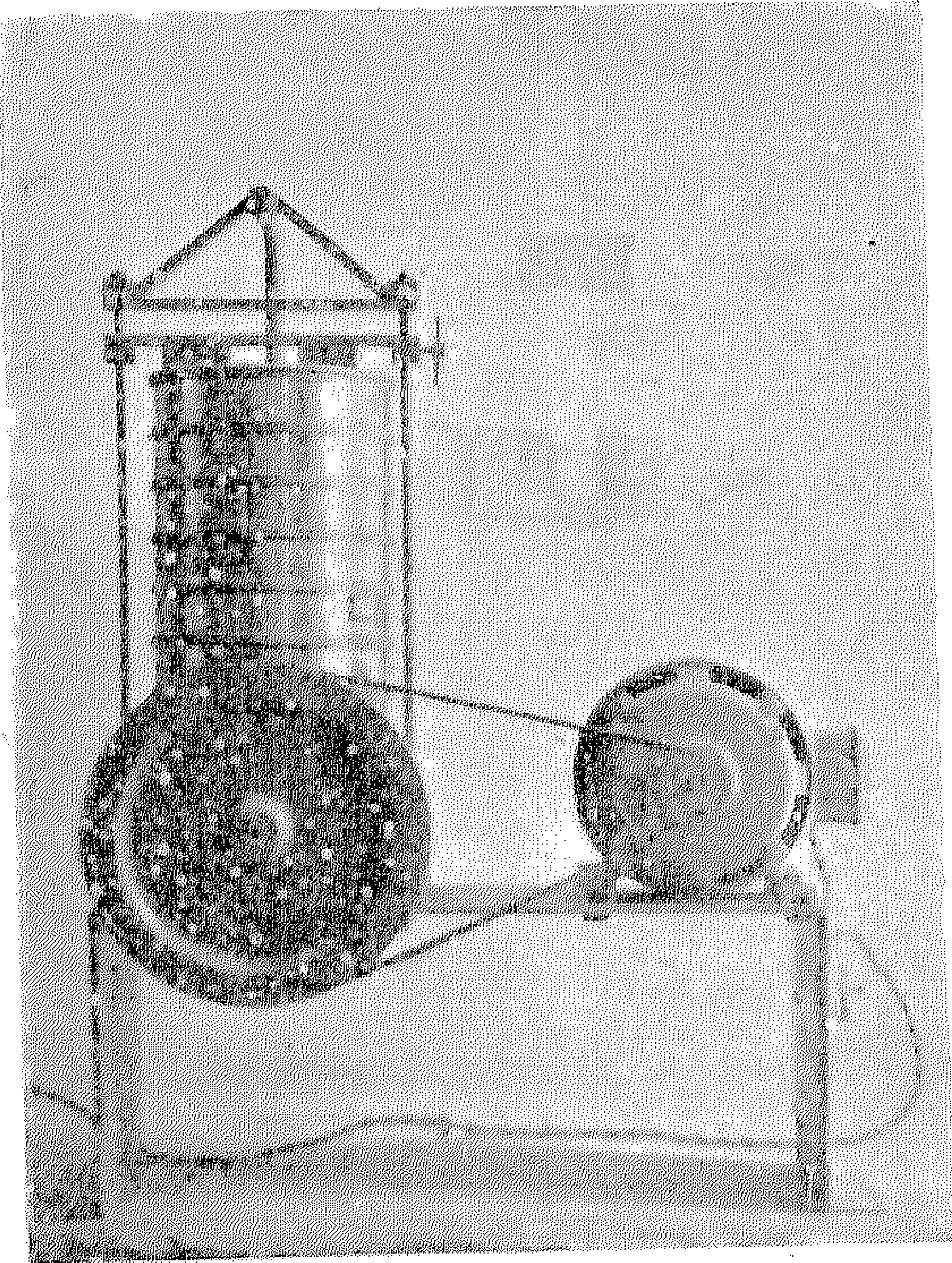
الهزاز الآلى (ن) ـــ اندكوت : ـــ محور مجموعة المناخل فى وضع مائل



(شكل رقم ٣)
هزاز آلى رو ــ تاب Ro-Tap ــ تيلر



(شكل رقم ٤)
الهزاز الآلى (ت) ــ تيلر



(شكل رقم ٥)
الهزاز الآلى (ج) ــ جامعة القاهرة

الجزء الثانى

دراسة مقارنة بين مجاميع مناخل الاختبار فى المواصفات القياسية المختلفة

أولا ـ مجاميع المناخل :

يعطى الجدول رقم (٢) دراسة مقارنة بين مجاميع مناخل الاختبار فى المواصفات الأمريكية والبريطانية والفرنسة والألمانية ويلاحظ مايأتى :

١ ـــ تتخذ كل من المواصفات الأمريكية والفرنسية والألمانية المنخل الذى طول ضلع فتحته ١ مم أساساً لمجموعة المناخل .

٢ ـــ يتراوح طول ضلع الفتحات فى المجموعة الأمريكية بين ٠٫٠٣٧ مم ، ١٠٧٫٦ مم ، ويلاحظ أن النسبة بين طول ضلع كل فتحة إلى طول ضلع الفتحة التى تليها هى ٢√٤ إلى ١ أو نسبة قريبة جداً منها ـــ وهذه النسبة هى أساس اختيار المجموعة .

٣ ـــ تشمل مجموعة المناخل الأمريكية بعض المناخل التى لا تتقيد بالنسبة الثابتة (٢√٤ : ١) وهى المناخل ٤ً ، ٣ً ، ١ً ، ١/٢ً ، ١/٤ً ، وذلك لإنتشار استعمالها فى أمريكا .

٤ ـــ تشمل مجموعة المناخل الأمريكية التسعة عشر منخلاً التى أوصت بها المنظمة الدولية للتوحيد القياسى ISO .

٥ ـــ تعطى المواصفات الأمريكية بيانات عن مناخل ذات حاجز لوحى به خروم مربعة بنفس أبعاد الفتحات فى النسيج وذلك ابتداء من الفتحة ١/٤ بوصة فأكثر .

٦ ـــ تعطى المواصفات الأمريكية بيانات عن مناخل ذات حاجز لوحى به خروم مستديرة تتراوح أقطارها بين ١/٣٦ً ، ٨ بوصة .

٧ ـــ يتراوح طول ضلع الفتحات فى المجموعة البريطانية بين ٠٫٠٥٣ مم ، ١٠١٫٦٠ مم (٤ بوصة) مقسمة كالآتى :

(ا) مناخل ذات نسيج سلكى دقيق ؛ وتتراوح فتحات هذه المناخل بين ٠٫٠٥٣ مم ، ٣٫٣٥٣ مم وتقسم هذه المناخل إلى مجموعتين : عادية وخاصة ؛ الفرق بينهما هو أن التفاوت فى المجموعة العادية أكبر منها فى المجموعة الخاصة .

(ب) مناخل ذات نسيج سلكى متوسط ، وتتراوح فتحات هذه المجموعة بين ٠٫٦٩ مم (١/٣٢ً) ، ١٢٫٧ مم (١/٢ً) .

(حـ) مناخل ذات حاجز لوحى به خروم مربعة ـــ وتتراوح فتحات هذه المجموعة بين ٤٫٧٦ مم (٣/٢٦ً) ، ١٠١٫٦ مم (٤ً) .

٨ ـــ لا تذكر المواصفات البريطانية أساس اختيار مقاس الفتحات ولكن يلاحظ أن مقاس الفتحات ذكرت بالكسور الاعتيادية للبوصة مما يرجح أن تكون البوصة وأجزاؤها المعروفه هى أساس الاختيار .

٩ ـــ تتقارب الفتحات فى مجموعة مناخل السلك الدقيقة فى المواصفات البريطانية مع مجموعة المناخل الأمريكية الدقيقة إلا أن المجموعة البريطانية لا تعتبر مع ذلك مجموعة ذات نظام على أساس موحد .

١٠ ـــ يلاحظ أن معظم الفتحات فى المناخل الفرنسية والألمانية أطوال أضلاعها هى مضاعفات أو أجزاء من ١٫٢٥ مم أو ١ مم أو ٠٫٨ مم .

١١ ـــ تتساوى معظم الفتحات فى المناخل الفرنسية مع الفتحات فى المناخل الألمانية وتقارب كثير منها المناخل الأمريكية ، ومع ذلك فهى لا تحقق النسبة الثابتة ٢√٤ : ١

(جدول رقم ٢)

أبعاد الفتحات فى المواصفات العالميــة

المواصفات الأمريكية		المواصفات البريطانيــة				المواصفات الفرنسية		المواصفات الألمانية
الفتحة بوصة	الفتحة مم	رقم المنخل	مخرم بوصة	متوسط بوصة	دقيق مم	رقم المنخل	الفتحة مم	الفتحة مم
٤ر٢٤	١٠٧ر٦							
٤	١٠١ر٦		٤					
$٣\frac{١}{٢}$	٩٠ر٥		$٣\frac{١}{٢}$					
٣	٧٦ر١		٣					
			$٢\frac{٣}{٤}$					
$٢\frac{١}{٢}$	٦٤ر٠		$٢\frac{١}{٢}$					
٢ر١٢	٥٣ر٨		$٢\frac{١}{٤}$					
٢	٥٠ر٨		٢					
			$١\frac{٧}{٨}$					
$١\frac{٣}{٤}$	٤٥ر٣		$١\frac{٣}{٤}$					
			$١\frac{٥}{٨}$					
$١\frac{١}{٢}$	٣٨ر١		$١\frac{١}{٢}$					
			$١\frac{٣}{٨}$					
$١\frac{١}{٤}$	٣٢ر٠		$١\frac{١}{٤}$					
١ر٠٦	٢٦ر٩		$١\frac{١}{٨}$					
١	٢٥ر٤		١					٢٥
$\frac{٧}{٨}$	٢٢ر٦		$\frac{٧}{٨}$					
$\frac{٣}{٤}$	١٩ر٠		$\frac{٣}{٤}$					٢٠
								١٨
$\frac{٥}{٨}$	١٦ر٠		$\frac{٥}{٨}$					١٦
٠ر٥٣٠	١٣ر٥							
$\frac{١}{٢}$	١٢ر٧		$\frac{١}{٢}$	$\frac{١}{٢}$				١٢ر٥

تابع — (جـدول رقم ٢)

أبعاد الفتحات فى المواصفات العالميـــة

المواصفات الأمريكية		المواصـــفات البريطانيـــة				المواصفات الفرنسية		المواصفات الألمانية
الفتحة بوصــة	الفتحة مم	رقم المنخل	مخرم بوصــة	متوسط بوصــة	صغير مم	رقم المنخل	الفتحة مم	الفتحة مم
٧/١٦	١١ر٢							
٣/٨	٩ر٥١		٣/٨	٣/٨				١٠
٥/١٦	٨ر٠٠		٥/١٦					٨
٠ر٢٦٥	٦ر٧٣							
١/٤	٦ر٣٥		١/٤	١/٤				٦ر٣٠
رقم المنخل								
٣٢	٥ر٦٦					٣٨	٥ر٠٠	
٤	٤ر٧٦		٣/١٦	٣/١٦				
٥	٤ر٠٠					٣٧	٤ر٠٠	٤ر٠٠
٦	٣ر٣٦	٥			٣ر٣٥٣			
				١/٨		٣٦	٣ر١٥	٣ر١٥
٧	٢ر٨٣	٦			٢ر٨١٢			
٨	٢ر٣٨	٧			٢ر٤١١	٣٥	٢ر٥٠	٢ر٥٠
١٠	٢ر٠٠	٨			٢ر٠٥٧	٣٤	٢ر٠٠	٢ر٠٠
١٢	١ر٦٨	١٠			١ر٦٧٦			
				١/١٦		٣٣	١ر٦٠	١ر٦
١٤	١ر٤١	١٢			١ر٤٠٥			
						٣٢	١ر٢٥	١ر٢٥
١٦	١ر١٩	١٤			١ر٢٠٤			
١٨	١ر٠٠	١٦			١ر٠٠٣	٣١	١ر٠٠	١ر٠٠
٢٠	٠ر٨٤١	١٨			٠ر٨٥٣			

تابع — (جـدول رقم ٢)
أبعاد الفتحات في المواصفات العالميـــة

المواصفات الأمريكية		المواصـــفات البريطانيـــة				المواصفات الفرنسية		المواصفات الألمانية
رقم المنخل	الفتحة مم	رقم المنخل	مخرم بوصـة	متوسط بوصـة	صغير مم	رقم المنخل	الفتحة مم	الفتحة مم
				١/٣٢		٣٠	٠ر٨٠٠	٠ر٨٠٠
٢٥	٠ر٧٠٧	٢٢			٠ر٦٩٩			
						٢٩	٠ر٦٣٠	٠ر٦٣٠
٣٠	٠ر٥٩٥	٢٥			٠ر٥٩٩			
٣٥	٠ر٥٠٠	٣٠			٠ر٥٠٠	٢٨	٠ر٥٠٠	٠ر٥٠٠
٤٠	٠ر٤٢٠	٣٦			٠ر٤٢٢			
						٢٧	٠ر٤٠٠	٠ر٤٠٠
٤٥	٠ر٣٥٤	٤٤			٠ر٣٥٣			
						٢٦	٠ر٣١٥	٠ر٣١٥
٥٠	٠ر٢٩٧	٥٢			٠ر٢٩٥			
٦٠	٠ر٢٥٠	٦٠			٠ر٢٥١	٢٥	٠ر٢٥٠	٠ر٢٥٠
٧٠	٠ر٢١٠	٧٢			٠ر٢١١			
						٢٤	٠ر٢٠٠	٠ر٢٠٠
٨٠	٠ر١٧٧	٨٥			٠ر١٧٨			
						٢٣	٠ر١٦٠	٠ر١٦٠
١٠٠	٠ر١٤٩	١٠٠			٠ر١٥٢			
١٢٠	٠ر١٢٥	١٢٠			٠ر١٢٤	٢٢	٠ر١٢٥	٠ر١٢٥
١٤٠	٠ر١٠٥	١٥٠			٠ر١٠٤			
						٢١	٠ر١٠٠	٠ر١٠٠
١٧٠	٠ر٠٨٨	١٧٠			٠ر٠٨٩			٠ر٠٩٠
						٢٠	٠ر٠٨٠	٠ر٠٨٠
٢٠٠	٠ر٠٧٤	٢٠٠			٠ر٠٧٦			
								٠ر٠٧١
٢٣٠	٠ر٠٦٣	٢٤٠			٠ر٠٦٤	١٩	٠ر٠٦٣	٠ر٠٦٣
٢٧٠	٠ر٠٥٣	٣٠٠			٠ر٠٥٣			٠ر٠٥٦
						١٨	٠ر٠٥٠	٠ر٠٥٠
٣٢٥	٠ر٠٤٤							٠ر٠٤٥
٤٠٠	٠ر٠٣٧					١٧	٠ر٠٤٠	٠ر٠٤٠

ثانيا — العلاقة بين أبعاد فتحات المنخل وبين قطر السلك أو سمك اللوح المصنوع منه حاجز المنخل :

كل مقاس من مقاسات فتحات المناخل يناسبه قطر معين للسلك المنسوج ، أو سمك معين للوح المصنوع منه المنخل .

والجدول رقم (٣) يبين بعض أقطار الأسلاك المقابلة للفتحات المختلفة أختيرت من بين المواصفات البريطانية والأمريكية .

(جدول رقم ٣)

أقطار الأسلاك المقابلة للفتحات

المواصفات البريطانية رقم ٤١٠ — ١٩٤٣			المواصفات الأمريكية	
قطر السلك	عرض الفتحة المربعة		قطر السلك	عرض الفتحة المربعة
م	م	بوصة	م	م
٠٫٩٧	١٫٦٠	١/١٦	٠٫٨١	١٫٦٨
٢٫٠٣	٤٫٧٦	٣/١٦	١٫٥٤	٤٫٧٦
٢٫٣٤	٦٫٣٥	١/٤	١٫٨٢	٦٫٣٥
٢٫٦٤	٩٫٥٣	٣/٨	٢٫٢٧	٩٫٥١
٣٫٢٥	١٢٫٧*	١/٢	٢٫٦٧	١٢٫٧٠

ويلاحظ من هذا الجدول :

١ — أنه كلما زادت مساحة الفتحة زاد قطر السلك فى النسيج .

٢ — أن المواصفات البريطانية تستخدم أسلاكاً ذات أقطار كبيرة بالنسبة لأقطار الأسلاك فى المواصفات الأمريكية وذلك بالنسبة للمناخل ذات الفتحات المتقاربة المساحة .

ثالثا — الانتاج المحلى من النسيج السلكى :

توجد بالإسكندرية ثلاث مصانع لإنتاج النسيج السلكى وهى :

١ — مصانع النحاس المصرية .

٢ — مصنع عصاعيصو .

٣ — مصنع النقلى .

والجدول رقم (٤) يبين إنتاج مصانع النحاس المصرية من النسيج السلكى المحلى من الحديد والنحاس والألومنيوم وأقطار الأسلاك المستخدمة فيها المقابلة للفتحات المختلفة .

(جـدول رقم ٤)

إنتاج مصانع النحاس المصرية من النسيج السلكي وأقطار الأسلاك المقابلة للفتحات المختلفة

مادة النسيج السلكي	أقل مقاس (فتحة فى البوصة الطولية)	قطر السلك مم	أكبر مقاس (فتحة فى البوصة الطولية)	قطر السلك مم
حديد مجلفن	٣٠	٠ر٢٥	٥	٠ر٥٥ أو أكبر
نحاس أحمر	٨٤	٠ر٣٠	٥	٠ر٨٠ أو أكبر
نحاس أصفر	١٧	٠ر٣٥	٦	٠ر٨٠ أو أكبر
ألومنيوم	١٨	٠ر٣٥	١٠	٠ر٨٠ أو أكبر

رابعا ــ اطار المنخل القياسى :

من الجدول رقم (٥) نتبين مقارنة بين أبعاد الإطارات المستديرة للمناخل فى المواصفات الأمريكية والبريطانية .

(جـدول رقم ٥)

مقارنة بين أبعاد الإطارات المستديرة للمناخل فى المواصفات الأمريكية والبريطانية

المواصفات الأمريكية	طول ضلع الفتحة	٠ر١٤٩ مم أو أقل	٤ مم أو أقل	من ٤ مم إلى ٢٥ر٤ مم	أكبر من ٢٥ر٤ مم
	قطر إطار المنخل	٣" أو ٨"	٨"	٨" أو أكبر	أكبر من ٨"
المواصفات البريطانية	نوع المنخل	مناخل خاصة ذات إطار صغير	مناخل ذات النسيج السلكى الدقيق	مناخل ذات النسيج السلكى المتوسط	مناخل ذات الخروم المربعة من ٣/١٦" إلى ٢"
	قطر إطار المنخل	٤"	٨"	١٢"	١٢" أو ١٨"

وبالإضافة إلى ما يبينه الجدول رقم (٥) يلاحظ ما يأتى :

١ ــ تسمح المواصفات الأمريكية باستخدام إطارات مربعة أو مستطيلة .

٢ ــ تسمح المواصفات البريطانية باستخدام إطارات مربعة .

٣ ــ تصنع إطارات المناخل ذات الفتحات الدقيقة والمتوسطة من النحاس الأصفر .

٤ ــ تصنع إطارات المناخل ذات الفتحات الواسعة من معدن مناسب .

خامسا ـ مادة النسيج السلكى :

١ ـ يصنع النسيج ذو الفتحات الدقيقة (طول ضلع الفتحة أقل من ٢ر٠ مم) عادة من سبيكة البرونز الفوسفورى.

٢ ـ يصنع النسيج ذو الفتحات المتوسطة (طول ضلع الفتحة من ٢ر٠ مم إلى ٢ مم) من سبيكة البرونز الفوسفورى أو النحاس الأصفر.

٣ ـ يصنع عادة النسيج ذو الفتحات الواسعة من سبائك البرونز الفوسفورى أو النحاس الأصفر أو الصلب الطرى.

٤ ـ يصنع النسيج من الألومنيوم إذا كانت هناك أهمية معينة لخفة الوزن أو مقاومة التآكل أو كليهما.

٥ ـ تستخدم بعض السبائك فى صناعة نسيج المناخل فتكسبها خصائص معينة مثل التحمل مع مرور الزمن، ومقامة التآكل، وخفة الوزن، ومن هذه السبائك :

(ا) سبيكة الألومنيوم المضاف إليها المنجنيز والمغنسيوم والكروم.

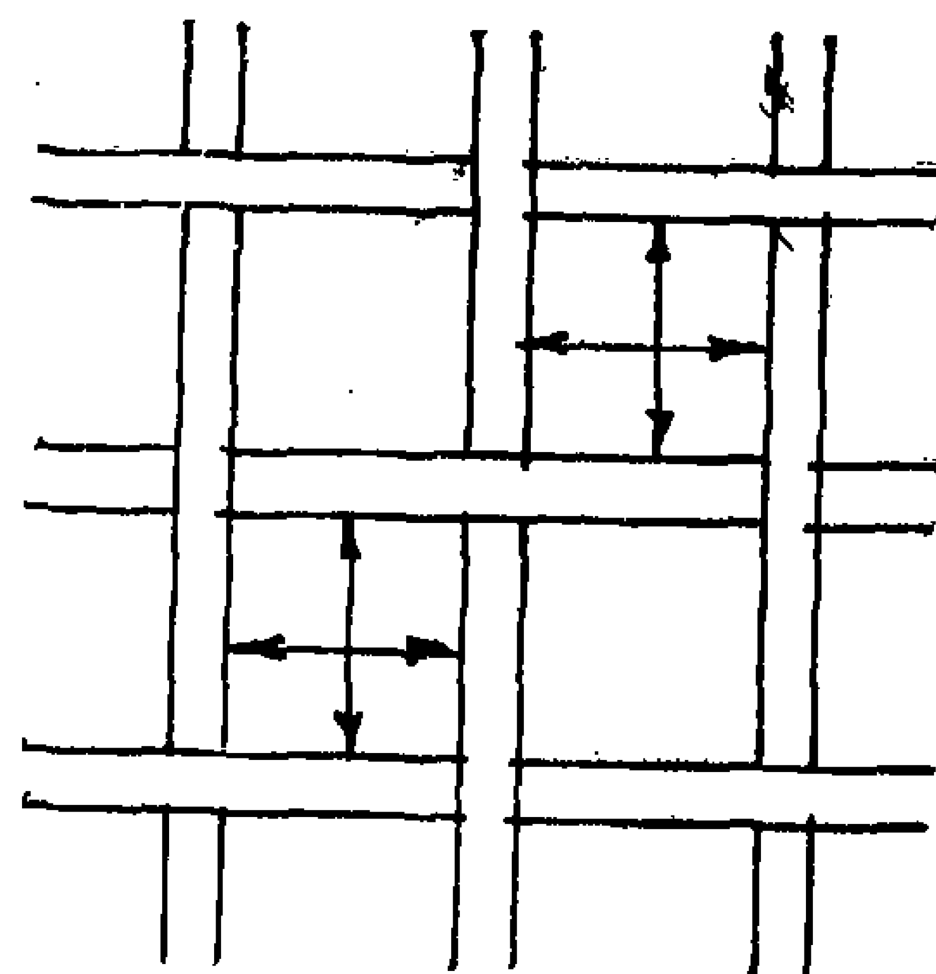
(ب) سبيكة تحتوى على بعض المعادن كالتيتانيوم والموليبدنيوم والفضة والبلاتين.

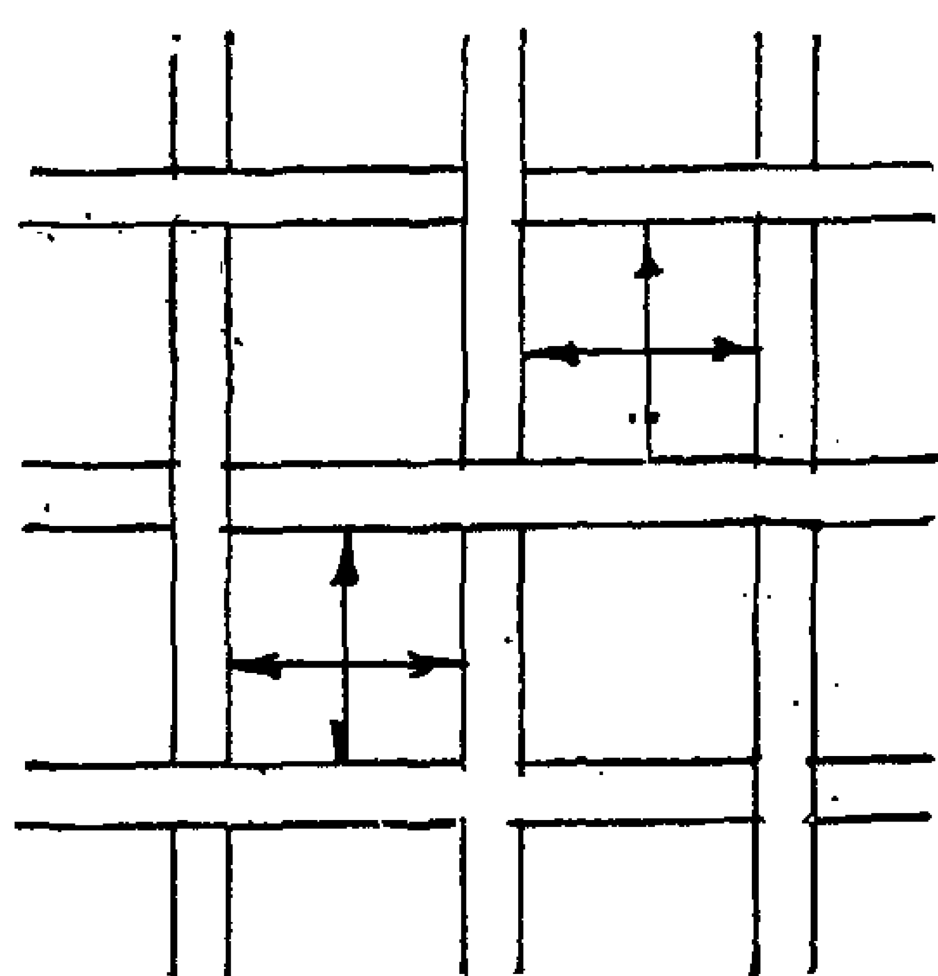
سادسا ـ مشروع المواصفات القياسية المصرية :

● **نسيج المنخل :**

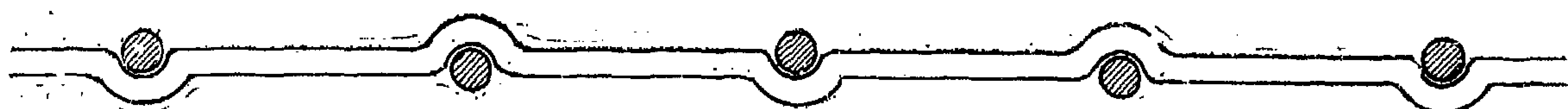
١ ـ تتكون مجموعة المناخل القياسية من مناخل تكون النسبة فيها بين فتحات كل منخلين متتاليين كالنسبة بين $\sqrt[4]{2}$: ١. وعند إجراء اختبار منخلى معين تختار مجموعة من المناخل المبينة بالجدول رقم (٦)، وذلك باختيار كل ثانى منخل (فيختار مثلاً أحد المناخل ويترك الذى يليه مباشرة، ثم يؤخذ منخل ثان ويترك الذى يليه، وهكذا حسب عدد المناخل المطلوبة)؛ أو باختيار كل رابع منخل (فيختار مثلاً أحد المناخل وتترك المناخل الثلاثة التى تليه مباشرة ثم يؤخذ منخل ثان وتترك الثلاثة التالية، وهكذا حسب عدد المناخل المطلوبة).

٢ ـ يكون النسيج السلكى المستخدم فى صناعة مناخل الاختبار منتظماً ذا فتحات مربعة متساوية.


(شكل رقم ٦ ا) نسيج سادة


(شكل رقم ٦ ب) نسيج مبرد

نوع نسيج منخل الاختبار ومكان قياس طول الفتحة وعرضها



(شكل رقم ٧)
ثنى الأسلاك قبل نسجها

(جدول رقم ٦)

الأبعاد الاعتبارية لنسيج مناخل الاختبار

العرض الاعتبارى للفتحة مم	أكبر تفاوت فى عرض الفتحة الواحدة ٪	التفاوت فى متوسط عرض الفتحات ٪	القطر الاعتبارى للسلك مم	التفاوت فى قطر السلك مم
١٠٧٫٦	+ ٥	± ٣	٦٫٥	± ٠٫١
٩٠٫٥			٦	± ٠٫٠٨
٧٦٫١			٦	
٦٤٫٠			٥٫٥	
٥٣٫٨			٥٫٥	
٤٥٫٣			٤٫٨	
٣٨٫١			٤٫٨	
٣٢٫٠			٤٫٢	
٢٦٫٩	+ ٦		٤٫٠	
٢٢٫٦ *			٣٫٥	
١٩٫٠			٣٫٥	
١٦٫٠ *			٣٫٠	± ٠٫٠٦
١٣٫٥			٢٫٨	
١١٫٢ *			٢٫٥	
٩٫٥١			٢٫٣	
٨٫٠٠ *			٢٫١	
٦٫٧٣			١٫٩	± ٠٫٠٥
٥٫٦٦ *	+ ١٠		١٫٧	
٤٫٧٦			١٫٦	
٤٫٠٠ *			١٫٤	
٣٫٣٦			١٫٣	
٢٫٨٣ *			١٫١	
٢٫٣٨			١٫٠	± ٠٫٠٤
٢٫٠٠ *			٠٫٩	
١٫٦٨			٠٫٨	
١٫٤١ *			٠٫٧٥	
١٫١٩			٠٫٦٥	± ٠٫٠٣

العرض الاعتبارى للفتحة مم	أكبر تفاوت فى عرض الفتحة الواحدة ٪	التفاوت فى متوسط عرض الفتحات ٪	القطر الاعتبارى للسلك مم	التفاوت فى قطر السلك مم
١٫٠٠ *	+ ١٥	± ٥	٠٫٦	± ٠٫٠٣
٠٫٨٤١			٠٫٥٠	
٠٫٧٠٧ *			٠٫٤٥	
٠٫٥٩٥			٠٫٤٠	± ٠٫٠٢٥
٠٫٥٠٠ *			٠٫٣٥	
٠٫٤٢٠	+ ٢٥		٠٫٣٠	
٠٫٣٥٤ *			٠٫٢٥	
٠٫٢٩٧			٠٫٢٢	
٠٫٢٥٠ *			٠٫١٨	± ٠٫٠٢
٠٫٢١٠			٠٫١٥	
٠٫١٧٧ *	+ ٤٠	± ٦	٠٫١٥	
٠٫١٤٩			٠٫١٢	
٠٫١٢٥ *			٠٫١٠	
٠٫١٠٥			٠٫٠٨	± ٠٫٠١٥
٠٫٠٨٨ *			٠٫٠٧	
٠٫٠٧٤	+ ٦٠	± ٧	٠٫٠٦	
٠٫٠٦٣ *			٠٫٠٥	
٠٫٠٥٣			٠٫٠٤	
٠٫٠٤٤ *			٠٫٠٣	
٠٫٠٣٧			٠٫٠٢٥	

* تطابق مشروع توصيات Iso

٣ — تكون الأسلاك المستخدمة فى النسيج من النحاس الأصفر أو البرونز أو صلب لا يصدأ أو أى معدن آخر مناسب . ويجب ألا يطلى السلك بالطلاء أو بالتراكم .

٤ — تنسج الأسلاك بنسيج سادة ١/١ ويجوز نسجها بنسيج مبرد ٢/٢ للمناخل ذات الفتحات الأقل من ٠٫٠٦٣ مم* (شكل رقم ٦ أ ، ب) .

٥ — تكون الأسلاك فى النسيج السلكى بالأقطار والتفاوتات المذكورة بالجدول رقم (٦) .

٦ — تثنى الأسلاك قبل النسج كما هو مبين فى الشكل رقم (٧) ، لكى يكون النسيج متيناً وجسيئاً عند الاستخدام ويجوز استعمال أسلاك عادية للأقطار الأقل من ٣٫٥ مم .

٧ — تقاس أبعاد فتحات النسيج السلكى فى الاتجاهين الطولى والعرضى كما هو مبين بالشكل رقم (٦ أ ، ب) .

الجزء الثالث

الاستعمال الامثل لمناخل الاختبار

فى جميع أجهزة السحق والتكسير والنخل هناك زمن أمثل للنخل وذلك بقصد الحصول على أفضل إنتاج ؛ فإذا زادت أو نقصت مدة النخل عن هذه المدة المثلى تقل تبعاً لذلك إنتاجية هذه الأجهزة .

ولإيضاح ذلك ما نراه من أن إنتاج مواد خشنة قد يكون غير مستحب للاستعمال وفى الوقت نفسه فان إنتاج مواد ناعمة يعمل على زيادة عمليات التكسير والسحق والنخل ، وبالتالى ترتفع التكاليف التى تعمل على نقص الربح المتوقع أو تودى بالعملية إلى الخسارة .

وللحصول على النقطة الاقتصادية للانتاج تجرى إختبارات متكررة للمواد الداخلة فى التركيب وللمنتجات النهائية على كل من الكسارات والمناخل المستخدمة .

وتتغير حالة الكسارات من يوم إلى يوم ؛ فعندما تبلى بعض الأجزاء يعمل ذلك على تقليل كفاءة الكسارة ، إذ أن انخفاض كفاءة التكسير يقلل بالتالى من كفاءة النخل . وبإجراء التحليلات المنخلية على فترات منتظمة يمكن التعرف على أى تغيرات قد تحدث فى عمليات التشغيل لأجهزة السحق أو الكسر أو حواجز المناخل .

ويجب أن يهتم القائمون على هذه العمليات فى كل الأوقات بالبيانات المحددة التالية :

* نسب الحبيبات الصغيرة والكبيرة فى المواد الواردة إلى الكسارات وحواجز النخل .
* نعومة المواد الناتجة من الكسارات .
* نسبة المرفوض النهائى بواسطة المناخل فى المنتجات النهائية .

ولا يمكن الحصول على هذه المعلومات المحددة بمجرد الإحساس أو اللمس بين الأصابع وإنما يستخدم التحليل المنخلى للحصول على نتائج دقيقة فى هذا الخصوص .

ويعرض التحليل المنخلى تقريراً ثابتاً عن كفاءة كل من العامل والمكنات ؛ إذ أن حكم العامل على المنتجات قد يتغير أو قد يتغير العمال أنفسهم وعندئذ فلن يكون لدى العامل الجديد أية خبرة عن النعومة المطلوبة ، ولن يكون الحاكم لعمله فى هذه الحالة غير التحليل المنخلى الذى يمكن به التحكم الدقيق فى المنتجات .

ويعطى التوحيد القياسى لعمليات التكسير والنخل نتائج

* يقصد بالفتحة ٠٫٠٦٣ مم بالفتحة المربعة التى طول ضلعها ٠٫٠٦٣ مم .

إقتصادية بالإضافة إلى التأكد من أن المنتجات سوف تطابق مايتطلبه كل من البائع والمشترى من مواصفات .

● **التحليل المنخلى للمواد المغذية للكسارات :**

تعمل كثير من الشركات على إجراء تحليل منخلى للمواد المغذية للكسارات قبل إجراء عمليات التكسير عليها .. وقد وجد أن هذه الطريقة تعطى نتائج مربحة واقتصادية لهذه العملية ، فمن المعروف أن المواد قبل تكسيرها تحتوى عادة على نسبة من المواد الناعمة التى يتطلب الأمر تكسيرها والتى لو مرت فى الكسارات تعمل كوسادة للحبيبات الخشنة وتتداخل فى عملية التكسير ، وعلى ذلك فإن فصل هذه المواد الناعمة من المواد المغذية للكسارات — والتى تطابق فعلاً المقاس المطلوب التكسير إليه — يعمل على زيادة إنتاجية الطاحونة ويقلل من المواد التى تكسر إلى مقاس أقل كثيراً من المقاس المطلوب وغير المرغوب فيها عادة .

● **التحليل المنخلى لنائج الكسارات :**

ويعمل التحليل المنخلى لناتج الكسارات على التعرف على ماتعمله الكسارة ، وبهذه الطريقة يمكن تجنب التكسير الناعم جداً والذى ينتج عنه خسارة فى كمية المنتج وطاقة الإنتاج — ومن جهة أخرى فإن إنتاج مواد كبيرة أكثر من المحتاج إليها تقلل من كمية المواد الناعمة المطلوبة ويتأثر نوع المنتج النهائى تبعاً لذلك .

● **التحليل المنخلى للمواد المغذية والناتجة عن المناخل:**

تعتبر هذه العملية ضرورية للحصول على أكبر إنتاج مطلوب وأى تغير فى المواد المغذية سيؤثر على كمية ونوع المنتج النهائى . كذلك فإن أى تغيير فى نعومة المنتج النهائى قد يتسبب فى صعوبة إجراء العمليات المتعاقبة ، وقد ينتج عن ذلك رفض لكميات تكلفت كثيراً .

● **اختبار النعومة فى كل من البيع والشراء :**

من الضرورى توحيد الإختبارات اللازمة لعمليات المقارنة كما فى حالة شراء وبيع المواد التى تحدد فيها النعومة .

ويجب أن يقوم كل من البائع والمشترى بإجراء اختبار يتفق عليه الطرفان ويمكن تحديده بعد دراسة خواص المادة المتداولة موضوع الصفقة .

وقد اتفق على طرق قياسية لبعض المنتجات الصناعية فحددت مناخل الاختبار ووزن العينة وطول فترة النخل ووسيلته ، وبهذه الطريقة أمكن للمشتغلين فى هذه الصناعة مقارنة نتائج الإختبارات المنخلية المختلفة .

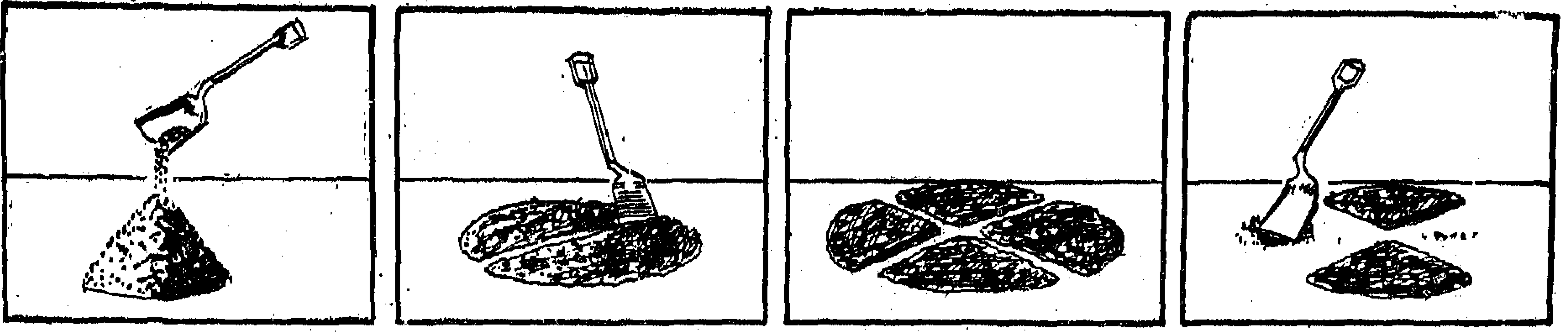
وقد طبقت هذه الطرق القياسية فعلاً على رمل المسابك ورمل المرشحات والرمل والزلط وحبيبات مواد التجليخ وصلب القذائف والعدة ... الخ .

اقتراحات للاختبار

أولا — كيفية أخذ العينات :

يجب إعطاء أهمية خاصة للحصول على عينات تمثل تمثيلاً تاماً المجموعة المأخوذة منها ، ولا يمكن إعتبار أخذ جاروف من المادة حيثما اتفق عينة ممثلة للمجموعة ، إذ أن رأس مخروط الكومة المأخوذ منه العينة يحتوى على نسبة كبيرة من الحبيبات الصغيرة . بخلاف القاعدة حيث تكون نسبة الحبيبات الصغيرة أقل .

وعلى ذلك يجب أن تتكون العينة بحيث تجمع من كميات صغيرة تؤخذ حيثما اتفق من أجزاء عديدة من الكومة بحيث تكون نسبة الحبيبات الصغيرة والكبيرة فى عينة الاختبار مطابقة بقدر المستطاع لحالة تكوين الكومة من الحبيبات . ويمكن الحصول على دقة كبيرة فى إختيار العينة عندما تؤخذ هذه العينة من المواد عند انسيابها فى مجرى مائل (سواء كانت المادة جافة أو مبللة) ، وفى هذه الحالة يعتبر المكان



(شكل رقم ٨)
طريقة اختصار العينة الكلية إلى العينة المطلوبة بطريقة التقسيم الربعى .

المناسب لأخذ العينة هو موضع تساقط المادة المنسابة عند نهاية المجرى . . فإذا كان التحميل أو التفريغ يتم يدوياً بالجاروف فيؤخذ كل خامس أو عاشر جاروف تبعاً لوزن العينة المطلوبة ، وتختصر العينة الكلية إلى العينة المطلوبة لإختبار معين بإحدى الطريقتين الآتيتين :

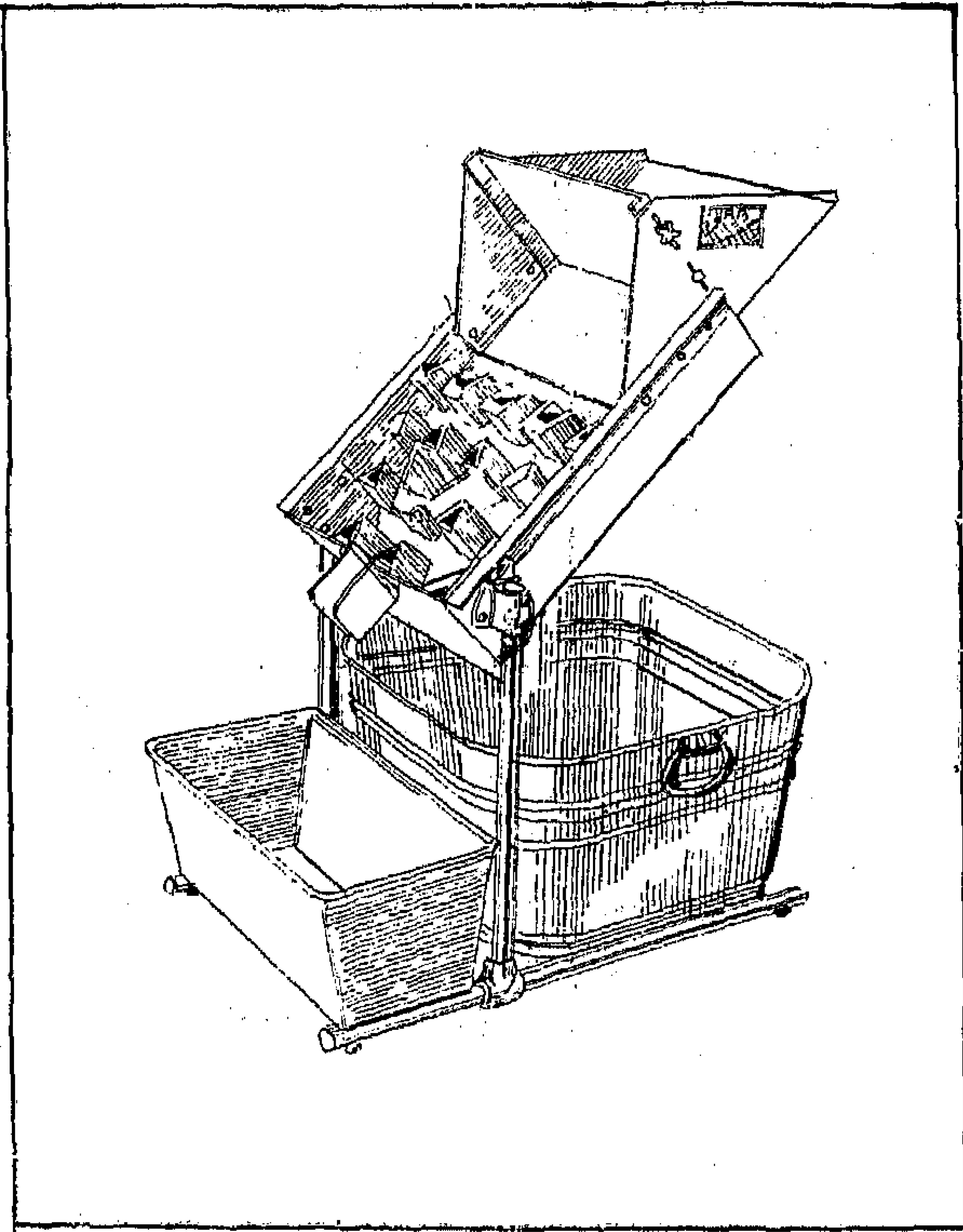
١ ــ التقسيم الربعى :

يجب تجميع العينة على هيئة مخروط بحيث يوضع ما بالجاروف عند رأس المخروط وتترك المادة لتنساب على أوجهه فى جميع الاتجاهات بالتساوى . . وبهذه الطريقة تخلط العينة جيداً ، ثم تبسط الكومة على هيئة قرص مستدير على أن تجرى عملية البسط من كومة إلى قرص تدريجياً لتتسع دائرة قاعدة القرص مع توزيع حركة الجاروف المستخدم فى العملية على جميع مساحة السطح العلوى للقرص حتى تنتشر المادة تماماً بسمك موحد .

بعد ذلك يحدد السطح العلوى بأقسام أربعة ويبعد ربعان متقابلان من الأقسام الأربعة ويكوم الجزءان الآخران إلى مخروط بنفس الطريقة السابقة وباستخدام الجاروف يأخذ جاروف من كل من الجزئين الباقيين على التوالى ثم تتتابع عمليات التكويم والبسط وإبعاد الربعين المتقابلين فى كل مرة حتى نحصل على الكمية المطلوبة للعينة ــ شكل رقم (٨) .

٢ ــ أجهزة تقسيم العينة :

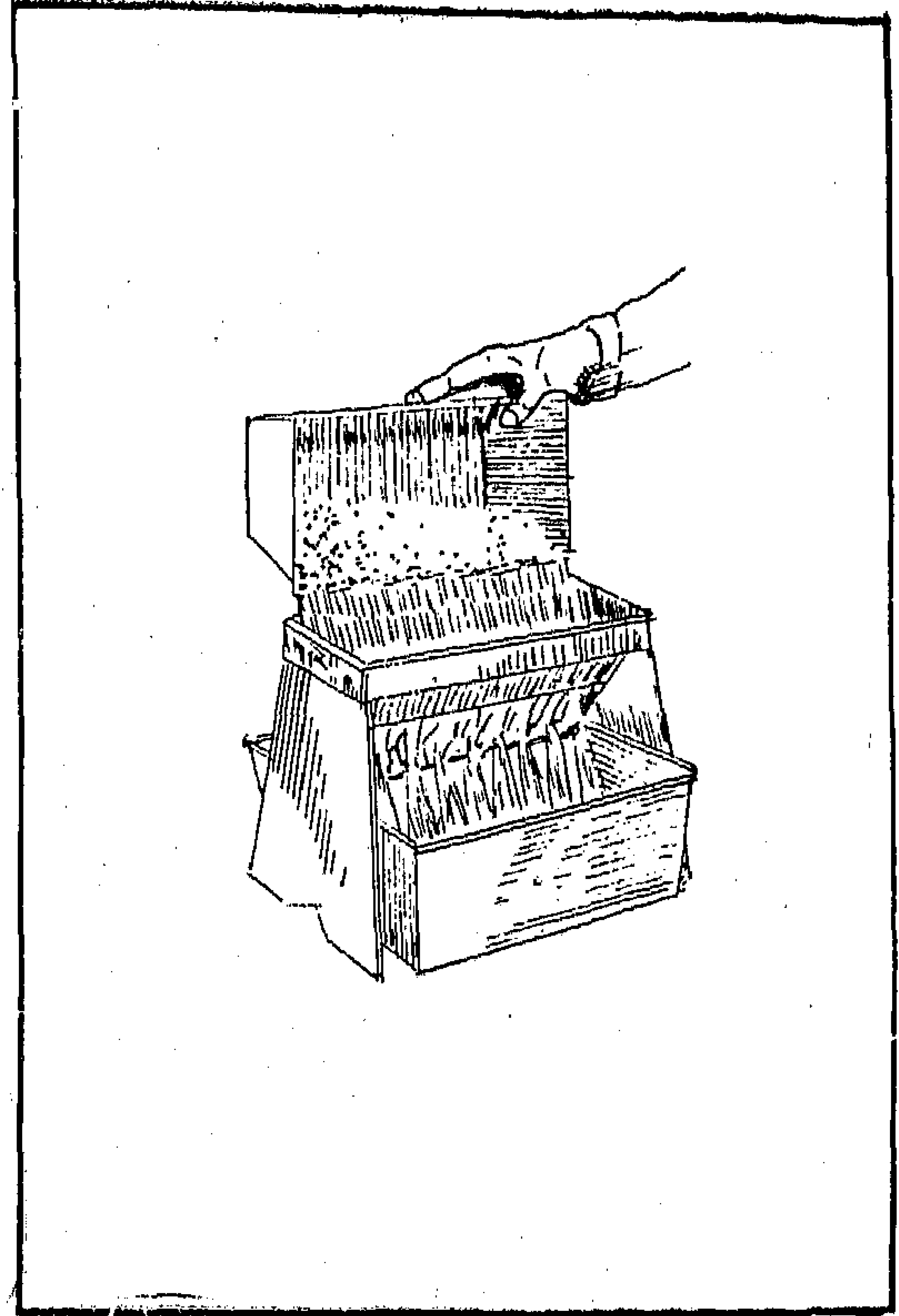
تكون العينات المأخوذة آلياً بالأجهزة أكثر تصويراً للمجموعة المأخوذة منها عن تلك المأخوذة يدوياً . . ويعتبر الجهاز المبين بالشكل رقم (٩ أ) لإختصار العينة من الأجهزة المثالية لهذا الغرض .

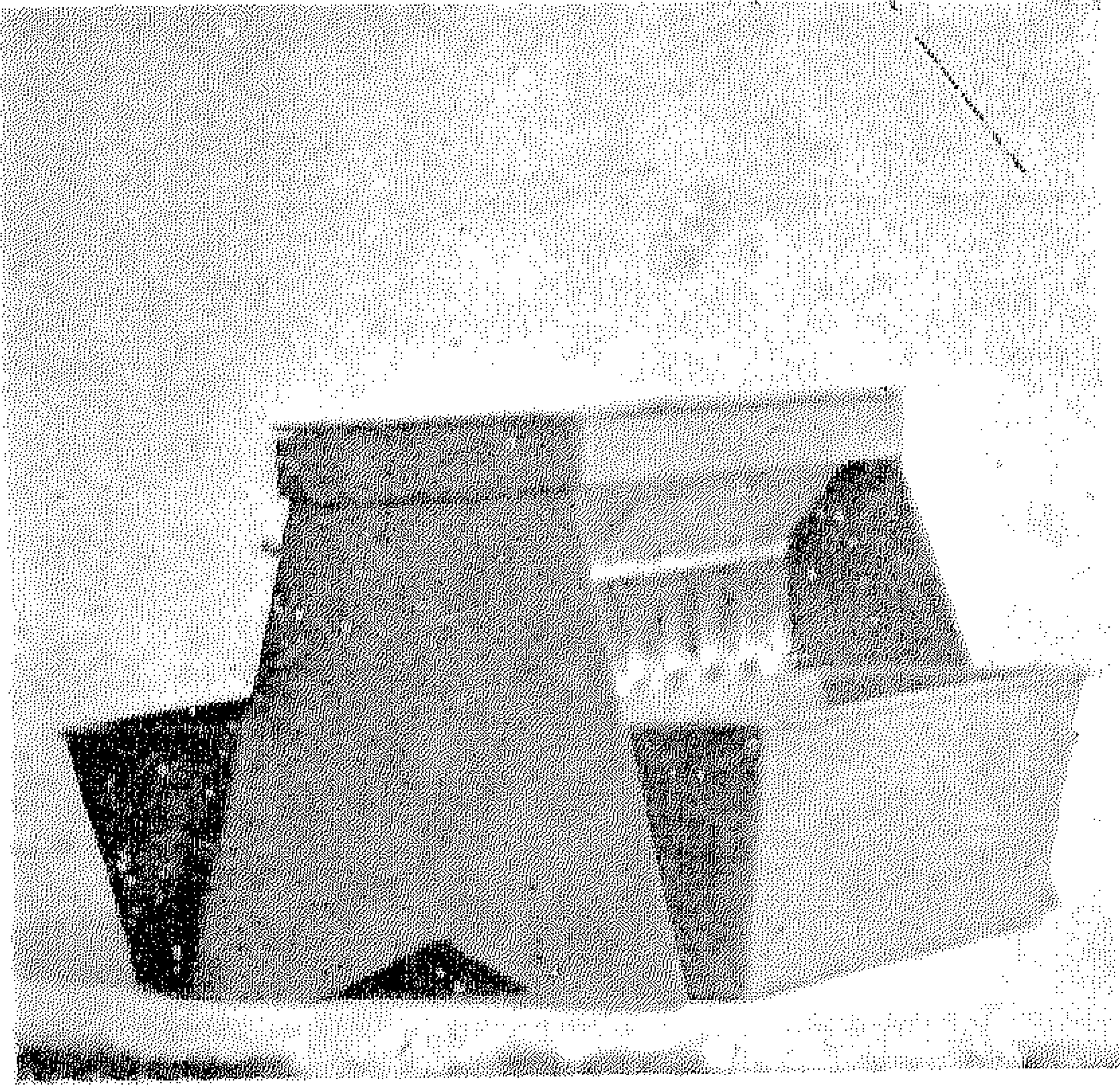


(شكل رقم ٩ أ)
جهاز اختصار العينة إلى $\frac{1}{16}$ من كمية المادة

ويقوم هذا الجهاز باختيار $\frac{1}{16}$ من كمية المادة المعطاة له وباستعمال وحدتين من هذا الجهاز أو تمرير الناتج مرة ثانية فى نفس الوحدة يمكن الحصول على عينة وزنها رطلاً واحداً من عينة أصلية تزن ٢٥٦ رطلاً . وبإجراء التمرير فى هذا الجهاز ثلاث مرات يمكن الحصول على عينة تزن رطلاً واحداً من كمية المادة التى تزن ٢ طن . وتستخدم عادة أجهزة تقسيم العينة إلى النصف ، شكل رقم (٩ ب) وبتكرار تمرير العينة يمكن تقسيمها إلى أرباع أو أثمان ... الخ .

وينصح بعدم الإصرار على الحصول على الكمية المطلوبة





(شكل رقم ٩ ب)
جهاز اختصار العينة إلى النصف

بالضبط من المادة لعينة الاختبار . . فإذا أريد ١٠٠ جم من المادة لاستخدامها كعينة للاختبار فإن ذلك يمكن الحصول عليه لأقرب كمية من هذا الرقم إذ أن بوزن ٩٩ جم أو ١٠١ جم كعينة لن ينشأ عنه أى اختلاف فى النتيجة . وقد دلت الوقائع على أن السبب الأعظم فى عدم توافق نتائج الاختبارات يتأتى من عدم الاختيار الدقيق للعينة . . فتخرج بصورة لا تمثل الكمية الأصلية للمادة ، وعلى ذلك يجب أن تعطى أهمية كبيرة عند اختيار العينة للاختبار ، وعندما يمكن الوصول إلى طريقة العمل فى إختيار العينة التى تعطى نتائج مناسبة ، تتبع هذه الخطوات بدقة عند إجراء أى اختبار .

ثانيا ــ طريقة اجراء التحليل المنخلى :

لإيجاد طريقة لتوحيد عملية التحليل المنخلى يجب أن يوضع فى الإعتبار :

(١) وزن العينة الواقعة تحت الإختبار .

(٢) طول مدة النخل ودرجة الدقة فى الإختبار .

(٣) طريقة الاختبار (رطب أو جاف) .

١ ــ وزن عينة الاختبار :

عند تعيين الوزن أو الكمية اللازمة من عينة للاختبار يجب ملاحظة نوع المادة وقابليتها للنخل ومدى التدرج الحبيى للحبيبات الموجودة : فمثلاً عند إجراء تحليل منخلى لمادة تمثل ما يستخدم فى تغذية منخل أو ناتج كسارة حيث يكون مدى التدرج فى الحبيبات واسعاً فإنه يجب أن تؤخذ العينة كبيرة نسبياً وزنها بين ٥٠٠ إلى ١٠٠٠ جم ، وإذا كانت المادة المراد اختبارها ذات حبيبات دقيقة فإن وزن العينة يتراوح بين ٢٥ إلى ١٠٠ جم .

وهناك ميل طبيعى لاستخدام عينات إختبار كبيرة الوزن، وهذا غير سليم . إذ أن من المعتاد أنه كلما صغرت العينة (المأخوذة بدقة) كلما زادت دقة النتائج وتوافقها . وللحصول

على إختبار منخلى دقيق فإن كل حبيبة يجب أن تعرّض لفتحات المنخل لتبقى فوقه أو تمر من خلال فتحاته إلى المنخل الأصغر الذى يليه ، وعلى ذلك فإذا كانت مجموعة المناخل تتكون من ستة أو سبعة مناخل ذات فتحات متدرجة فإن الحبيبات الدقيقة تتكرر عملية مرورها خلال المناخل المختلفة ستة أو سبع مرات . وإذا حمّلت المناخل بأكثر من طاقتها فإن الحبيبات الدقيقة قد لاتواتيها الفرصة للمرور من المناخل التى تقارب مقاساتها مقاس هذه الحبيبات ، كما أن العينة يجب أن تكون كبيرة الحجم لكى يحجز المنخل الأول الحبيبات الكافية لتمثيل المجموعة .

والقاعدة العامة لتحديد كمية العينة هو تحديد وزنها بحيث لايرهق أى منخل فى مجموعة المناخل بحمل أكثر من طاقته . ويحدث التحميل الزائد عادة عندما يجرى التحليل لمادة ذات تقارب كبير فى تدرجها بحيث تتداخل نهايات مدى تدرج الحبيبات فى بعضها . وفى هذه الحالة يجب أن تحدد كمية العينة بدون إرهاق المنخل الحاجز وتعمل الزيادة فى التحميل على إعطاء نتائج غير سليمة حيث يحدث مثلاً إنسداد فى فتحات المنخل تحت الحمل الكبير فى المناخل . وتشير بعض المراجع إلى الطريقة التالية للمساعدة فى تعيين وزن العينة : باستخدام جهاز تقسيم العينات ذى الأوزان المختلفة تحضر عينات تزن ٢٥ر٥٠ر١٠٠ر١٥٠ر٢٠٠ جرام من المادة . ثم تنخل هذه العينيات المختلفة فى المناخل التى يقع عليها الاختيار لفترة تقدر بخمس دقائق . وبمقارنة النتائج سوف نحصل على تحديد للكمية الصحيحة للعينة المطلوبة .

ويجب عند مايحمل المنخل بالحبيبات ذات المقاس المقارب لفتحته مراعاة تحميل المنخل بخفة حتى تكون هناك فرصة للحصول على تصنيف دقيق ، إذ أنه فى حالة زيادة الحمل يمكن لبعض حبيبات أن تمر تحت ضغط الحمولة .

وفى الجزء الرابع من هذا البحث دراسة تطبيقية على الرمل أمكن بواسطتها تعيين مدة النخل اللازمة لعينة معروفة الوزن .

٢ ـ مدة النخل :

تعتمد طول مدة النخل باستخدام الهزازات الآلية على نوع الإختبار المطلوب . وفى كثير من الأحيان يأخذ الاختبار مدة تتراوح بين ثلاث وخمس دقائق وذلك فى عمليات ضبط الإنتاج فى المشروعات المختلفة التى تستخدم بها مواد سهلة النخل ، وتكون هذه المدة كافية لإعطاء البيانات المطلوبة ، فى حين أنه فى المواد الصعبة يلزم وقت أطول للنخل يتراوح بين عشر وثلاثين دقيقة لإعطاء نتائج مضبوطة .

وإذا أجرى الإختبار للتحقق من مدى مطابقة المادة للمواصفات من عدمه ؟ فإن ذلك قد يتطلب زيادة فى مدة النخل . وعلى كل فإن جميع الجهات المعنية يجب أن تتفق وتتبع طريقة موحدة حتى يمكن إجراء عمليات المقارنة .

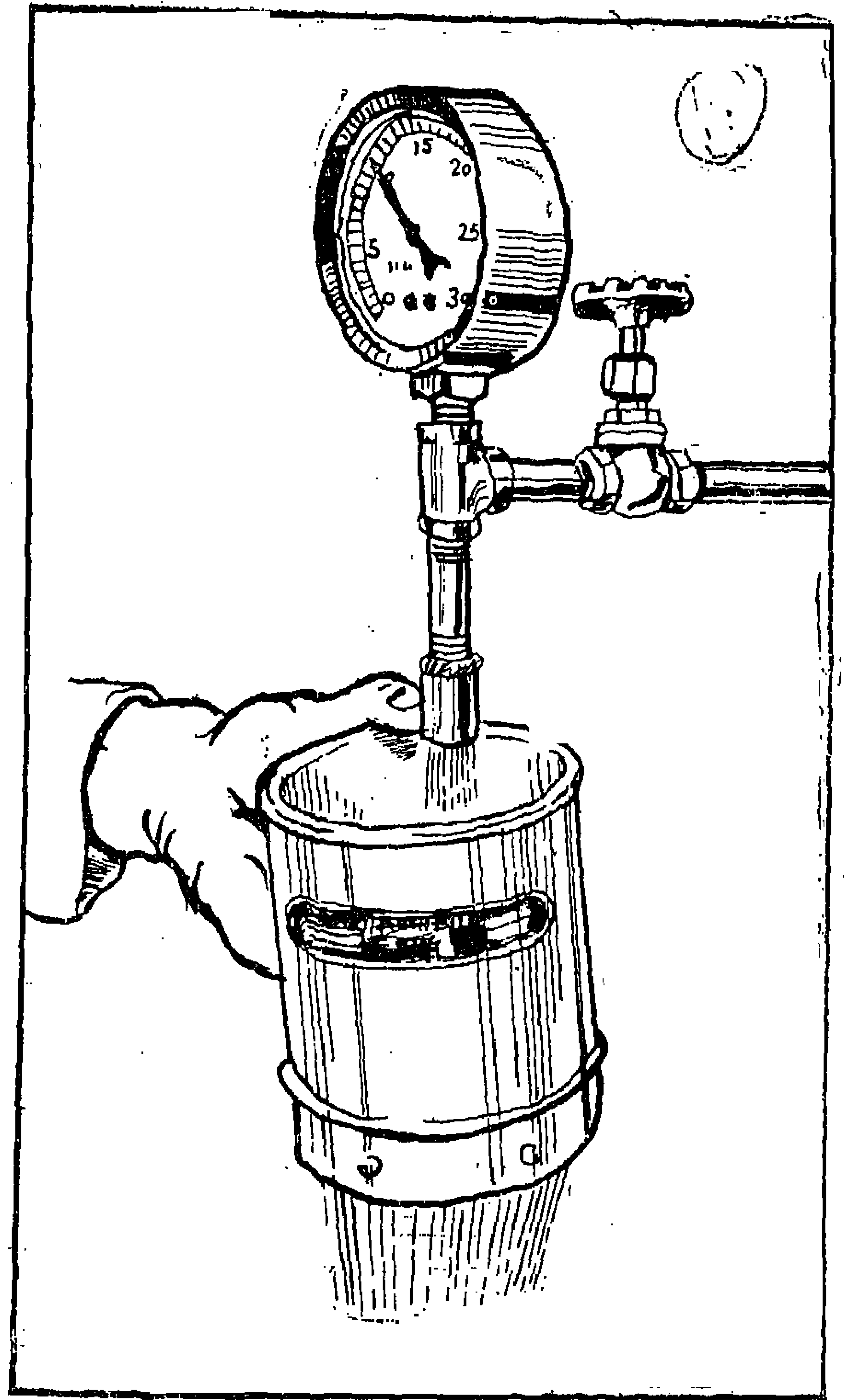
ولتعيين مدة النخل الضرورية يجب تحديد كفاءة الهزاز المستخدم . وفى الجزء الرابع من هذا البحث دراسة تطبيقية لهذه النقطة .

« نقطة النهاية العملية للنخل » :

تعرف نقطة النهاية لعملية النخل بأنها النقطة التى لاينتج بعدها ، بأى زمن إضافى ، تغيراً فى النتائج على أى منخل مستعمل فى التحليل بما لايزيد على ٥ر٠٪ إلى ١٪ . وعند تقديم تقرير عن إختبار منخلى يجب إجراء الحسابات بدقة لاتتجاوز ١ر٠٪ ماعدا فى بعض الحالات غير العادية .

٣ ـ طريقة الاختبار (رطب وجاف) :
أ ـ الاختبار الرطب بدون هزاز آلى :

إذا وجدت صعوبة ما فى الحصول على نتائج ذات دلالة مؤكدة لمواد يصعب نخلها ، وكانت هذه المادة غير قابلة للذوبان فى الماء ، تستخدم الطريقة الرطبة للاختبار ، وتوضع المادة

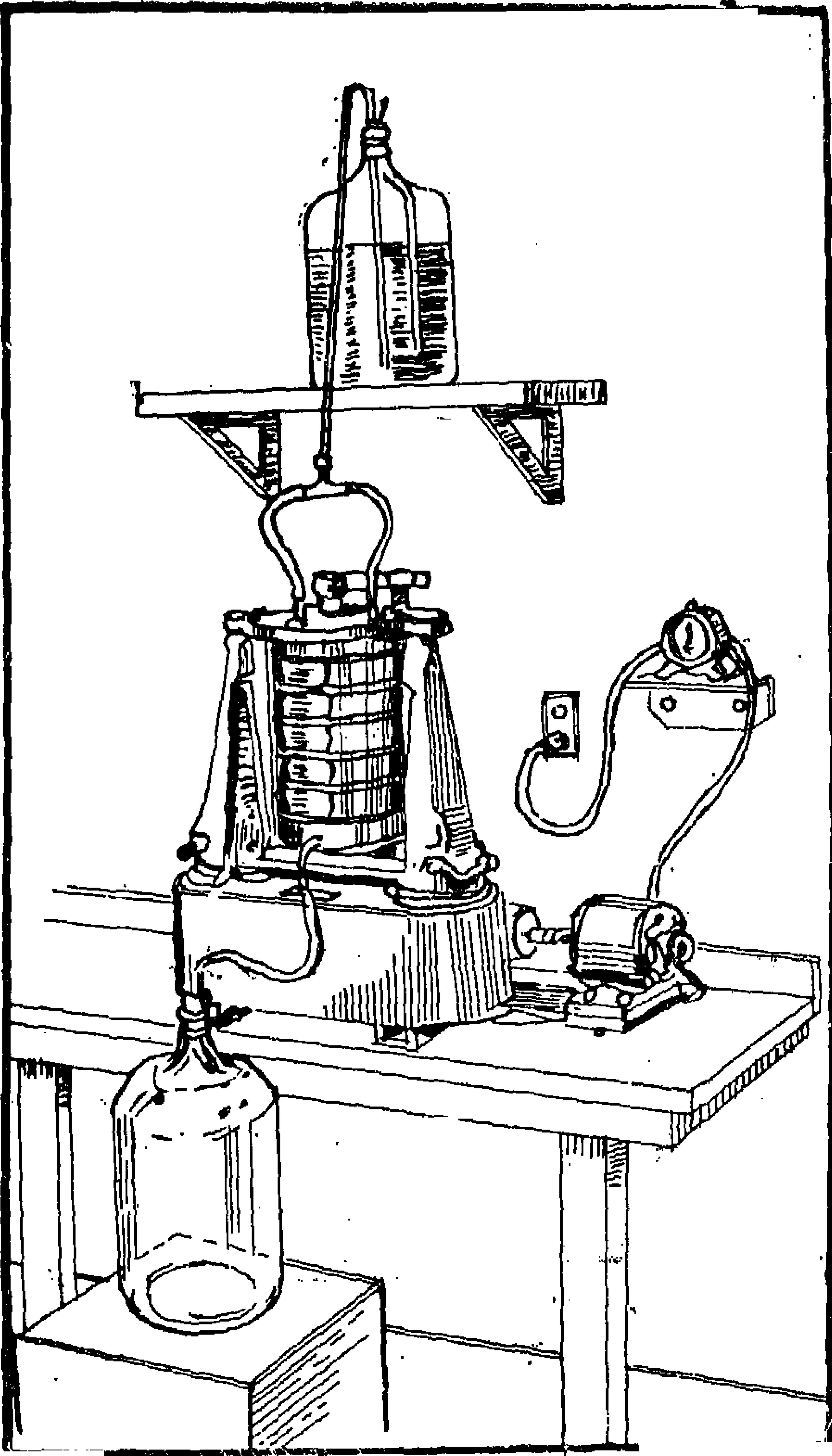


(شكل رقم ١٠)
طريقة الاختبار الرطب باستعمال نوع خاص من المناخل ذى جدار مرتفع مزود بأنبوبة ومقياس للضغط ورشاش

أولاً فى النخل المطلوب ثم تغسل وهى فى المنخل باستخدام أنبوبة من المطاط متصلة بصنبور مائى مع الضغط على الأنبوبة حتى يمكن الحصول على تيار مائى مندفع ، وفى نفس الوقت منتشر . ويجب إتخاذ الحيطة فى أول الأمر حتى تحول دون إندفاع المادة الجافة خارج جدار المنخل .

ويمكن إستخدام نوع خاص من المناخل ذى جدران مرتفعة لهذا الغرض . وفى هذه العملية يمكن استخدام أنبوبة مزودة بمقياس الضغط ورشاش ، شكل رقم (١٠) .

وإذا لم تكن المادة قابلة للاختلاط بسهولة مع الماء فتوضع



(شكل رقم ١١)
الاختبار الرطب باستخدام الهزاز الآلى

العينة أولاً فى إناء ويملأ هذا الإناء إلى ثلاثة أرباعه بالماء ، ثم يرج الخليط بشدة حتى تختلط المادة تماماً بالماء ؛ يصب الخليط فى المناخل ثم تتبع عملية الغسيل كما ذكر سابقاً . ويجب أن تستمر عملية الغسيل حتى تمر مياه رائقة من خلال المنخل ، ثم تجفف العينة بعد ذلك وتفكك بالمسح عليها لتلافى أى تكتل فى الحبيبات ؛ وبعد ذلك يوزن المتبقى وتحسب النسب المئوية له بالنسبة إلى الوزن الأصلى للعينة .

ب — الاختبار الرطب باستخدام الهزاز الآلى :

يمكن إستغلال مزايا الهز الآلى فى الاختبارات الرطبة

وذلك بتزويد الهزاز الآلى بغطاء خاص مزود بأنابيب تغذية ووعاء سفلى خاص مزود بأنبوبة الصرف المياه كما هو موضح بالشكل رقم (١١) . وتدخل المياه عندئذ إلى مجموعة المناخل أثناء هزها ، فتساعد عملية الغسيل فى كثير من الأحيان على دقة نتائج النخل .

جـ ـ الاختبار الرطب والجاف :

فى كثير من الحالات وعندما يراد إجراء عملية التحليل على مجموعة من المناخل فإن ذلك لايتم بكفاية على أساس الطريقة الجافة وذلك ناتج عن وجود حبيبات متناهية فى الدقة تعمل على التكتل مع بعضها أو تسد فتحات المناخل .

وقد وجد أنه بإزالة الحبيبات المتناهية فى الدقة من العينة فإنه يمكن إجراء الإختبار على الطريقة الجافة بكفاءة تامة . وللوصول إلى ذلك يمكن إتباع الطريقة المشتركة لكل من الإختبارين الرطب والجاف معاً ؛ وتوضع العينة أولاً فى أصغر منخل فى المجموعة ثم تغسل المادة باستخدام الطريقة السابق شرحها ، وبعد ذلك تجفف المادة المتبقية على المنخل الأدق وتنقل إلى الهزاز الآلى لإتباع الطريقة الجافة باستعمال كل المناخل .

وبما أن كمية المادة المارة من خلال أصغر منخل فى أى إختبار رطب لا يمكن وزنها فإنه يجب مراعاة الحرص عند وزن المادة المحتجزة على المناخل الأخرى، إذ أن القيم النهائية لا يمكن مراجعتها ، كما لا يمكن التأكد من تطابقها .

ثالثا ــ حفظ وتنظيف مناخل الاختبار :

منخل الاختبار أداة علمية دقيقة يتطلب العمل بها طبقاً لهذا المفهوم ، ويجب مراعاة الدقة فى تناول المناخل حتى لايتلف النسيج السلكى أو إطار المنخل .

كما يجب بعد كل عملية تحليل منخلى تنظيف المناخل وحفظها فى دولاب خاص بها أو إعادتها إلى صناديقها . ويجب إستخدام فرشاة من السلك النحاس اللين لتنظيف المناخل ، وهذا يجرى بطريقة مثلى تقوم على مسح السطح السفلى للمنخل فى حركة دائرية مع ملاحظة عدم الضغط على النسيج السلكى . ويمكن الطرق بخفة على جدار المنخل باليد الخشبية للفرشاة .

وقد يكون من الضرورى من حين لآخر غسل المنخل فى مذاب الصابون والماء الدافىء لإزالة الحبيبات العالقة بنسيج المنخل والتى تتساوى فى مقاسها مع فتحة المنخل ، ويمكن مسح ظهر المنخل بالفرشاة أثناء وجوده فى مذاب الصابون والماء الدافىء وذلك للمساعدة على عملية التنظيف .

ولا ينصح باستخدام معظم المحاليل الحمضية لتنظيف المناخل ، إذ أن المحاليل قد تعمل على تقليل قطر السلك واتساع الفتحات .

وإذا فشلت الطرق السابقة ، فإن الطريقة المثلى التى يجب اتباعها هى غمس المنخل فى محلول مغلى من حامض الأسيتيك المخفف بنسبة ٥٪ ، وبعد مسح الحبيبات وإزالتها من فتحات المناخل يجب غسل المناخل جيداً حتى يزال كل أثر للأحماض منها .

وقد دلت الخبرة على أن المناخل لو نظفت جيداً باستخدام الفرشاة السلك النحاسية بعد كل إختبار منخلى ، مع غسلها من حين لآخر بمذاب الصابون والماء فإن ذلك يمنع حدوث إنسداد فى فتحات سلك المناخل .

وفى حالة تداول المناخل بطريقة صحيحة وبعناية تامة فإن ذلك يعمل على احتفاظها بدقتها طول مدة استعمالها ، إذ أن التآكل العادى فى النسيج السلكى للمناخل ليس له تأثير واضح على أبعاد الفتحات ؛ فإن معظم عملية البرى تكون فى أعلا السلك وعلى ذلك لا تتأثر بها الفتحات .

الجزء الرابع

دراسة تطبيقية لمناخل الاختبار والهزازات الآلية

١ – الغرض من الدراسة :

تختلف طبيعة هز الهزازات الآلية اختلافاً بيناً فيما بينها تبعاً لطريقة تصميمها ، وتختلف تبعاً لذلك كفاءة هـــذه الهزازات . . ومن هنا نرى خطأ تحديد مدة معينة ثابتة للنخل فى جميع اختبارات التدرج الحبيبى دون الأخذ فى الاعتبار عوامل أخرى هامة تتدخل فى الموضوع : كنوع الهزاز ، نوع المناخل ، ووضع المناخل فى الهزاز ، ثم نوع الرمل إلى غير ذلك من العوامل .

والغرض من هذه الدراسة التطبيقية هو الوصول إلى طريقة قياسية لتعيين (أو تقييم) كفاءة الهزازات الآلية المستعملة عند إجراء اختبارات التدرج الحبيبى للرمل المستخدم فى الخرسانة . كذلك دراسة بعض العوامل التى قد تؤثر على نتائج هذه الاختبارات ، والوصول فى النهاية إلى طريقة مباشرة لمعرفة المدة اللازمة لإتمام عملية النخل للحصول على أحسن النتائج .

٢ – الاجهزة :

أ – تركزت الدراسة التطبيقية المتعلقة بطبيعة عملية الهز نفسها على ثلاثة أنواع من الهزازات الآلية وهى :

(١) هزاز إنتاج شركة « أندكوت » Endecotts البريطانية . ويقوم الهزاز بعملية الهز فى حركة ترددية رأسية مع نقرة فى نهاية كل دورة ، وفى نفس الوقت يتحرك محور مجموعة المناخل فى حركة دورانية بحيث يرسم مخروطاً رأسه إلى أسفل .. وسنرمز إليه بالهزاز (ن) فى هذا البحث ، شكل رقم (٢ أ ، ب) .

(٢) هزاز إنتاج شركة « تيلر » Tyler الأمريكية . ويقوم الهزاز بعملية الهز بأرجحة مجموعة المناخل يمنة ويسرة فى حركة محورها فى مكان محدد فوق مجموعة المناخل . وسنرمز إليه بالهزاز (ت) ، شكل رقم (٤) .

(٣) هزاز صنع كلية الهندسة جامعة القاهرة . . ويقوم هذا الهزاز بعملية الهز بطريقة تماثل الهزاز السابق بالإضافة إلى نقرة خفيفة فى نهاية كل أرجحة . . وسنرمز إليه بالهزاز (ج) ، شكل رقم(٥) .

وتستخدم هذه الهزازات فى معامل كليتى الهندسة – جامعة القاهرة وجامعة عين شمس .

ب – استخدمت فى جميع الاختبارات والتجارب مجموعة المناخل البريطانية للركام الصغير . . قطر إطار المناخل ٨ بوصة وارتفاعها ٢ بوصة وأرقامها كالآتى :

منخل مقاس ٣ / ١٦" عرض فتحته ٠٫١٩٣٨ بوصة (٤٫٧٦ مم) .

منخل رقم ٧ عرض فتحته ٠٫٠٩٤٩ بوصة (٢٫٤١١ مم) .

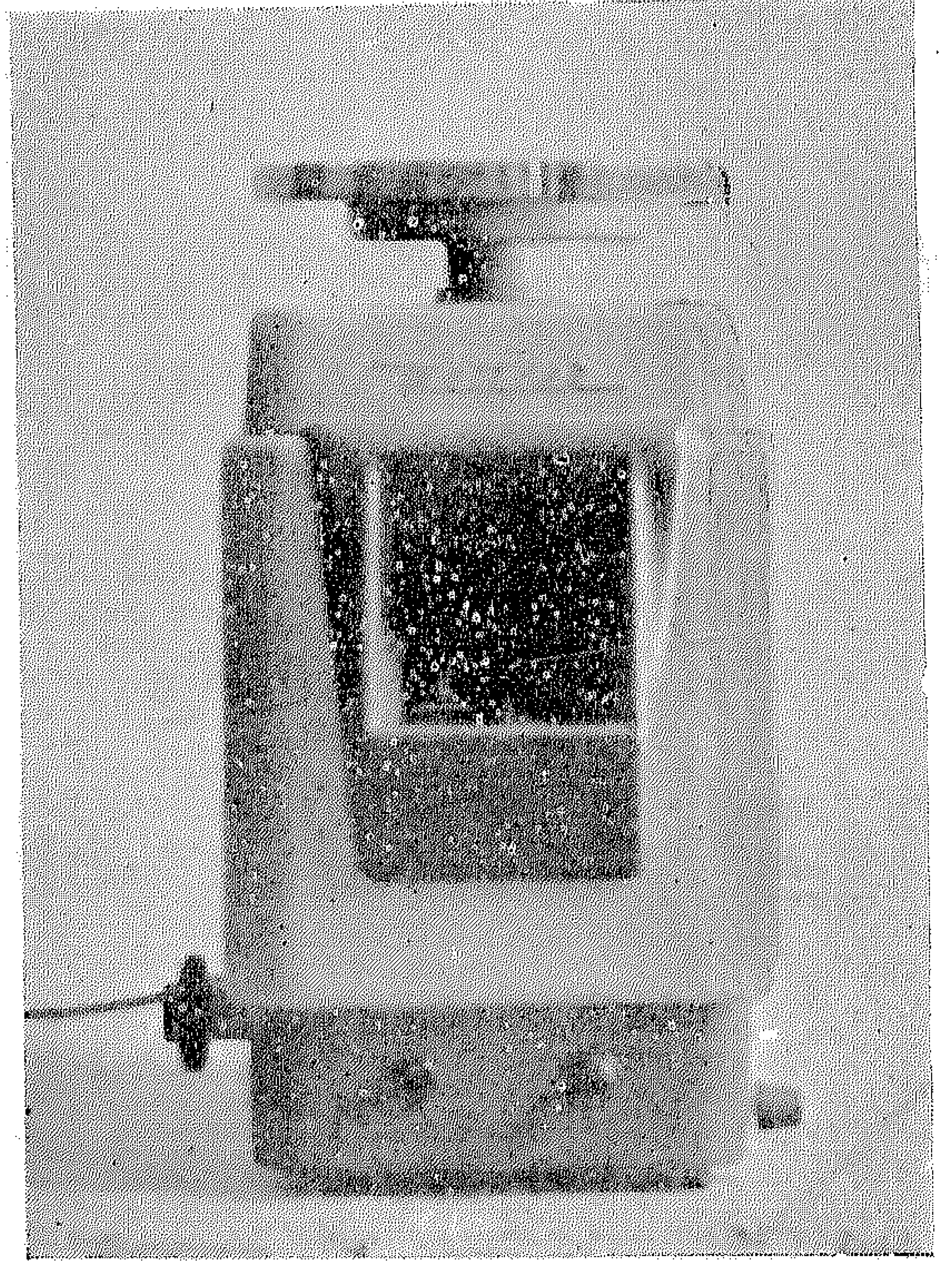
منخل رقم ١٤ عرض فتحته ٠٫٠٤٧٤ بوصة (١٫٢٠٤ مم) .

منخل رقم ٢٥ عرض فتحته ٠٫٠٢٣٦ بوصة (٠٫٥٩٩ مم) .

منخل رقم ٥٢ عرض فتحته ٠٫٠١١٦ بوصة (٠٫٢٩٥ مم) .

منخل رقم ١٠٠ عرض فتحته ٠٫٠٠٦٠ بوصة (٠٫١٥٢ مم) .

مباشرة إلى أقرب جرام ، شكل رقم (١٢) .



(شكل رقم ١٢)
ميزان كهربائى حساس سعة ٢ كجم يقرأ الوزن مباشرة إلى أقرب جرام

جـ — كما استخدمت الأجهزة الآتية :

(١) جهاز تقسيم عينات الركام الصغير ، شكل رقم (٩) .

(٢) ميزان كهربائى حساس سعة ٢ كجم يقرأ الوزن

٣ — المواد :

استخدم رمل جاف من منطقة أهرام الجيزة فى إجراء جميع الاختبارات والتجارب . ويقع هذا الرمل فى منطقة التدرج رقم (٣) طبقاً للمواصفات القياسية البريطانية رقم ٨٨٢ — ١٤٠١ : ١٩٥٤ B.S. 882 وتدرجه الحبيبى مبين فى الجدول رقم (٧) . ويبين الشكل رقم (١٣) منحنى التدرج الحبيبى لهذا الرمل

(جـدول رقم ٧)
التدرج الحبيبى للرمل المستخدم

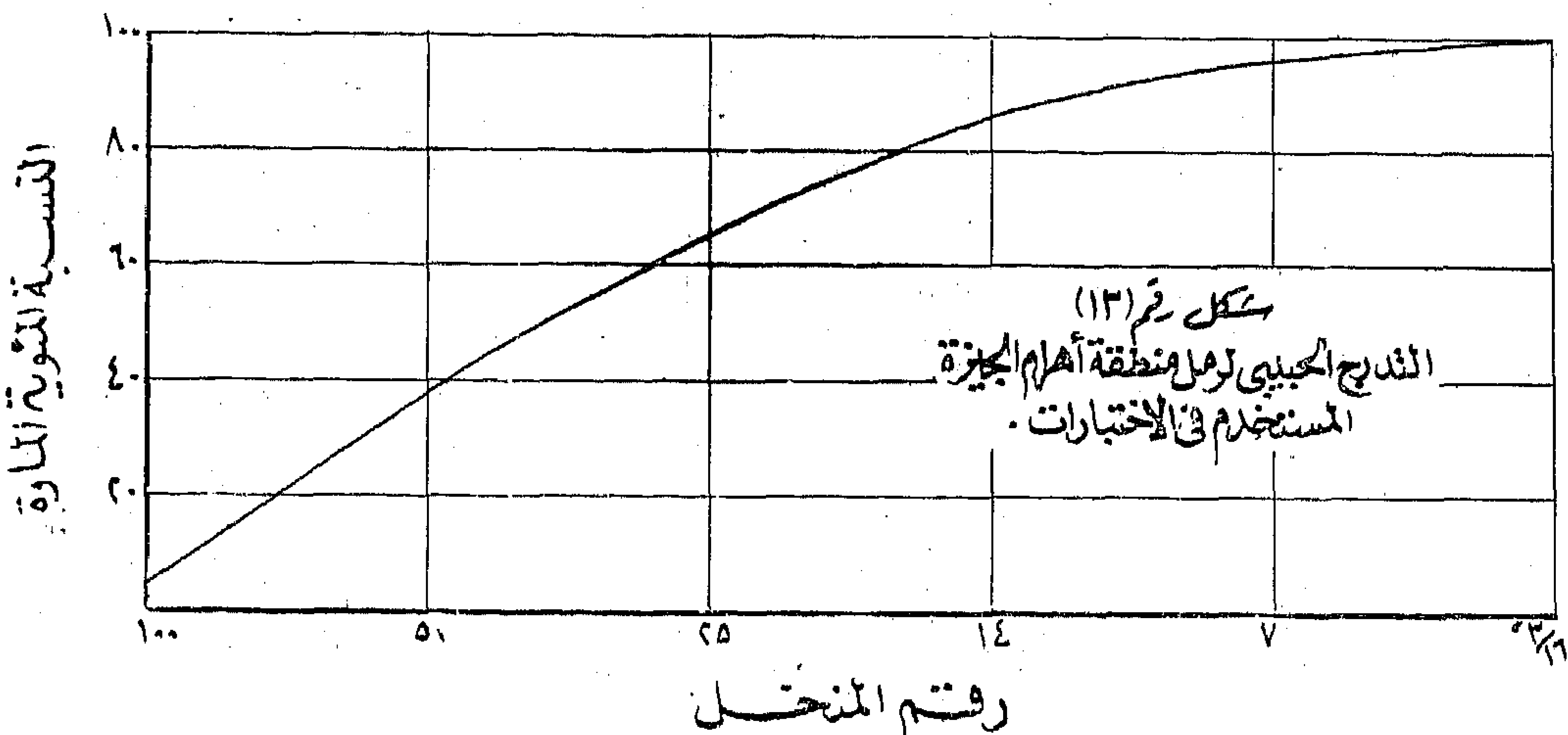
رقم المنخل	٣/١٦"	٧	١٤	٢٥	٥٢	١٠٠
النسبة المئوية المارة	٩٩٫٤	٩٥٫٧	٨٦٫١	٦٥٫٦	٣٧٫٤	٤٫٧

معاير نعومة الرمل = ٢٫١٠ .
الثقل النوعى الظاهرى = ٢٫٦٥ .

٤ — الاختبارات والتجارب :

أجريت بعض العمليات التحضيرية قبل إجراء سلسلة الاختبارات والتجارب وتتلخص فى :

أ — تعيين التدرج الحبيبى للرمل المستخدم باختبار



شكل رقم (١٣)
التدرج الحبيبى لرمل منطقة أهرام الجيزة المستخدم فى الاختبارات .

عينة وزنها ٧٠٠ جرام من كومة الرمل وذلك باستخدام جهاز تقسيم العينات ثم نخلها باستخدام الهزاز (ن) ومجموعة المناخل القياسية البريطانية حتى يثبت وزن الرمل المتبقى على كل منخل .

ب ـــ تعيين الثقل النوعى الظاهرى للرمل باستخدام زجاجة « شومان » Shumann's Bottle .

ج ـــ تحضير كميات مناسبة من مقاسات الرمل المختلفة وحفظها فى علب مناسبة ، وذلك بنخل دفعات متتابعة من الرمل باستخدام أحد الهزازات حتى يثبت تماماً وزن الرمل المتبقى على المناخل المختلفة .

وقسمت سلسلة الاختبارات والتجـارب إلى أربعة مجموعات وذلك تبعاً للغرض الذى من أجله أجريت كل عملية .

أولا : إمكان الحصول على نفس النتائج من الهزازات مرة أخرى .

ثانياً : دراسة تأثير وضع المنخل فى الهزاز .

ثالثـاً : تعيين كفاءة الهزازات .

رابعاً : إختبارات إضافية .

أولا ـــ امكان الحصول على نفس النتائج من الهزازات مرة أخرى :

ا ـــ الغرض :

أجريت هذه الاختباراب على الهزازات الثلاث (ن) ، (ت) ، (ج) ـــ للتأكد من إمكان الحصول على نفس النتائج إذا أعيد اختبار الهز مرة أخرى على نفس العينة ونفس مدة النخل .

ب ـــ خطوات العمل :

١ ـــ أخذت عينة تزن ٥٠٠ جرام ـــ حيثما اتفق ـــ من كومة الرمل .

٢ ـــ أجريت عملية الهز باستخدام مجموعة المناخل القياسية البريطانية والهزاز (ن) لمدة ٥ دقائق ، وعينت النسبة المئوية المارة من كل منخل مع حفظ كمية الرمل التى تبقى على كل منخل أثناء وبعد عملية النخل .

٣ ـــ أعيد النخل لمدة خمس دقائق أخرى (أى لمدة ١٠ دقائق من بدء الاختبار) ـــ وعينت النسبة المئوية المارة من كل منخل .

٤ ـــ أعيد النخل لمـدة ١٠ دقائق أخرى (أى لمدة ٢٠ دقيقة من بدء الاختبار) ـــ وعينت النسبة المئوية المارة من كل منخل .

٥ ـــ أعيد النخل لمدة ١٠ دقائق أخرى (أى لمدة ٣٠ دقيقة من بدء الاختبار) ـــ وعينت النسبة المئوية المارة من كل منخل .

٦ ـــ أعيد النخل لمدة خمس دقائق أخرى (أى لمدة ٣٥ دقيقة من بدء الاختبار) ـــ وعينت النسبة المئوية المارة من كل منخل .

٧ ـــ أعيدت عمليات النخل وتعيين النسبة المئوية المارة من كل منخل بعد نخلها لمدة ١٠و٢٠و٣٠و٣٥ دقيقة ، وذلك باستخدام نفس العينة بعد تجميعها والتأكد من ثبوت وزنها بعد كل اختبار .

٨ ـــ أعيدت نفس خطوات العمـل من ٢ إلى ٧ باستعمال الهزازين (ت) و (ج) مع مراعاة استخدام نفس العينة فى جميع الاختبارات .

ج ـــ النتائج :

يبين الجدول رقم (٨) النسبة المئوية المارة من كل منخل من مجموعة المناخل البريطانية باستخدام عينة واحدة من الرمل وزنها ٥٠٠ جرام مع كل من الهزازات (ن) و (ت) و (ج) طبقاً لخطوات العمل السابقة .

ويبين شكل رقم (١٤) منحنى التدرج الحبيبى للرمل باستخدام الهزاز (ن) لمدة ٥ دقائق و ٣٥ دقيقة . ويبين الشكل رقم (١٥) منحنى التدرج الحبيبى للرمل باستخدام الهزازين (ن) و (ت) . كما يبين الشكل رقم (١٦) منحنيات تمثل تزايد النسبة المئوية المـارة من منخل رقم ٥٢ مع الزمن باستخدام الهزازات (ن) ، (ت) ، (ج) .

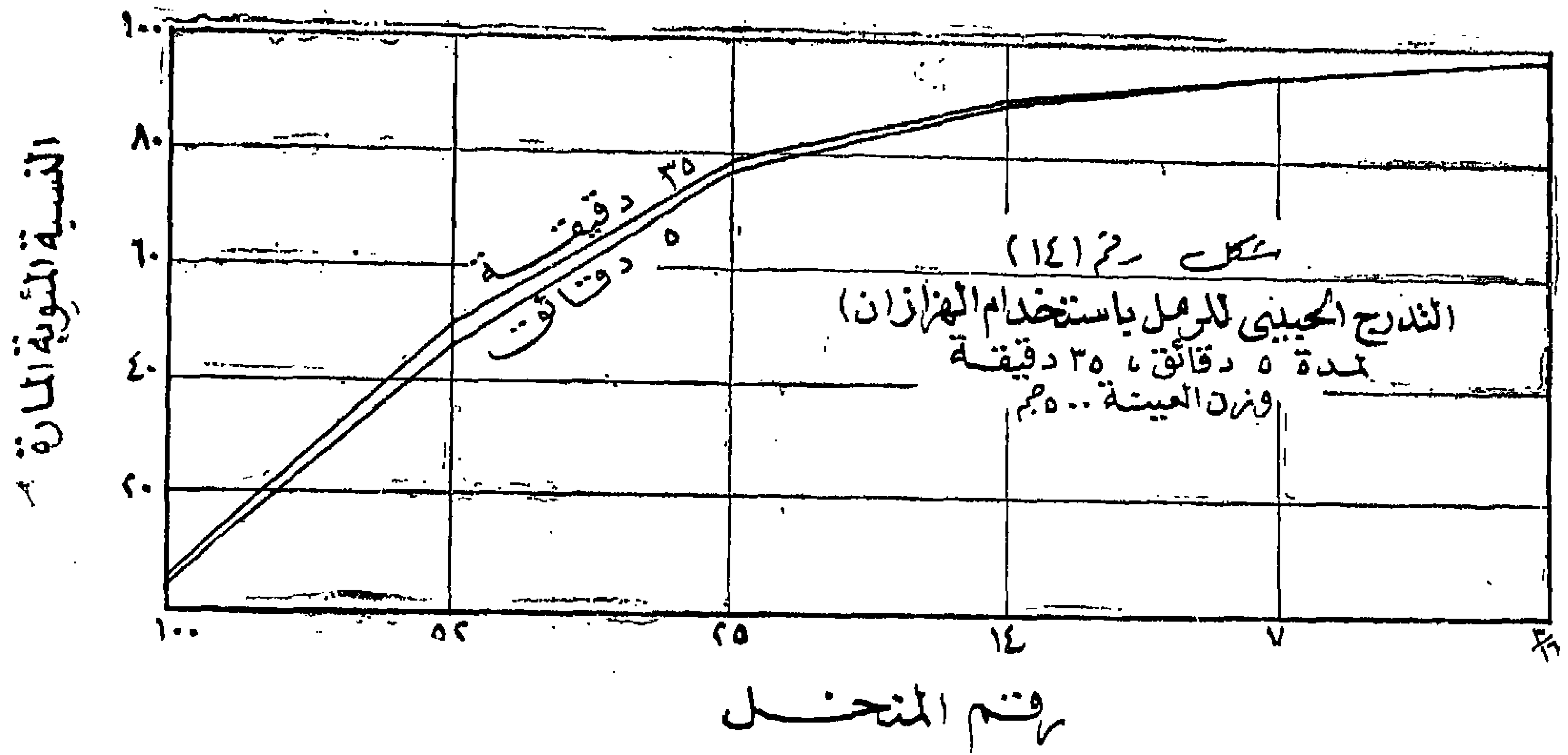
(جدول رقم ٨)

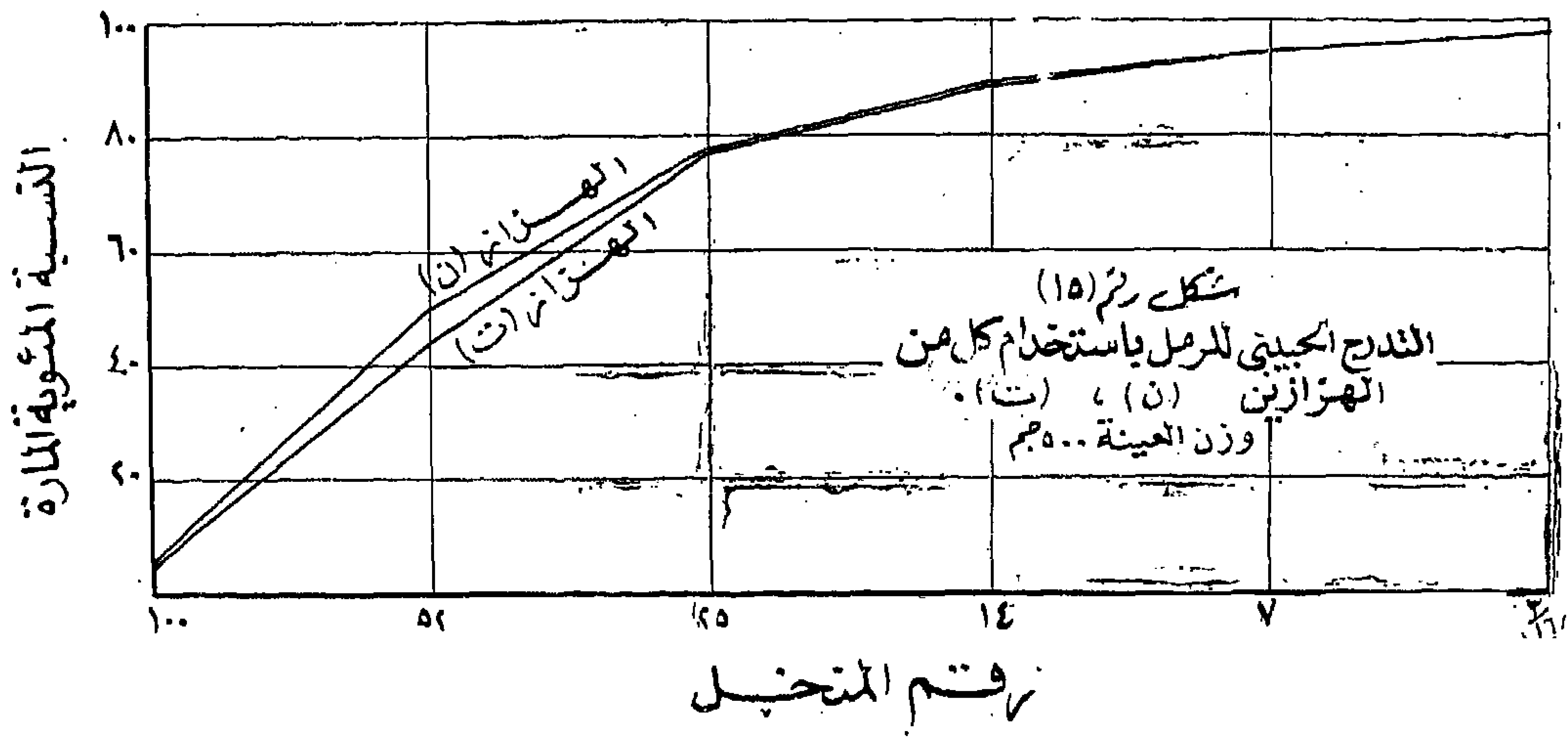
النسبة المئوية المارة باستخدام الهزازات (ن)* و (ت)* و (ج)*

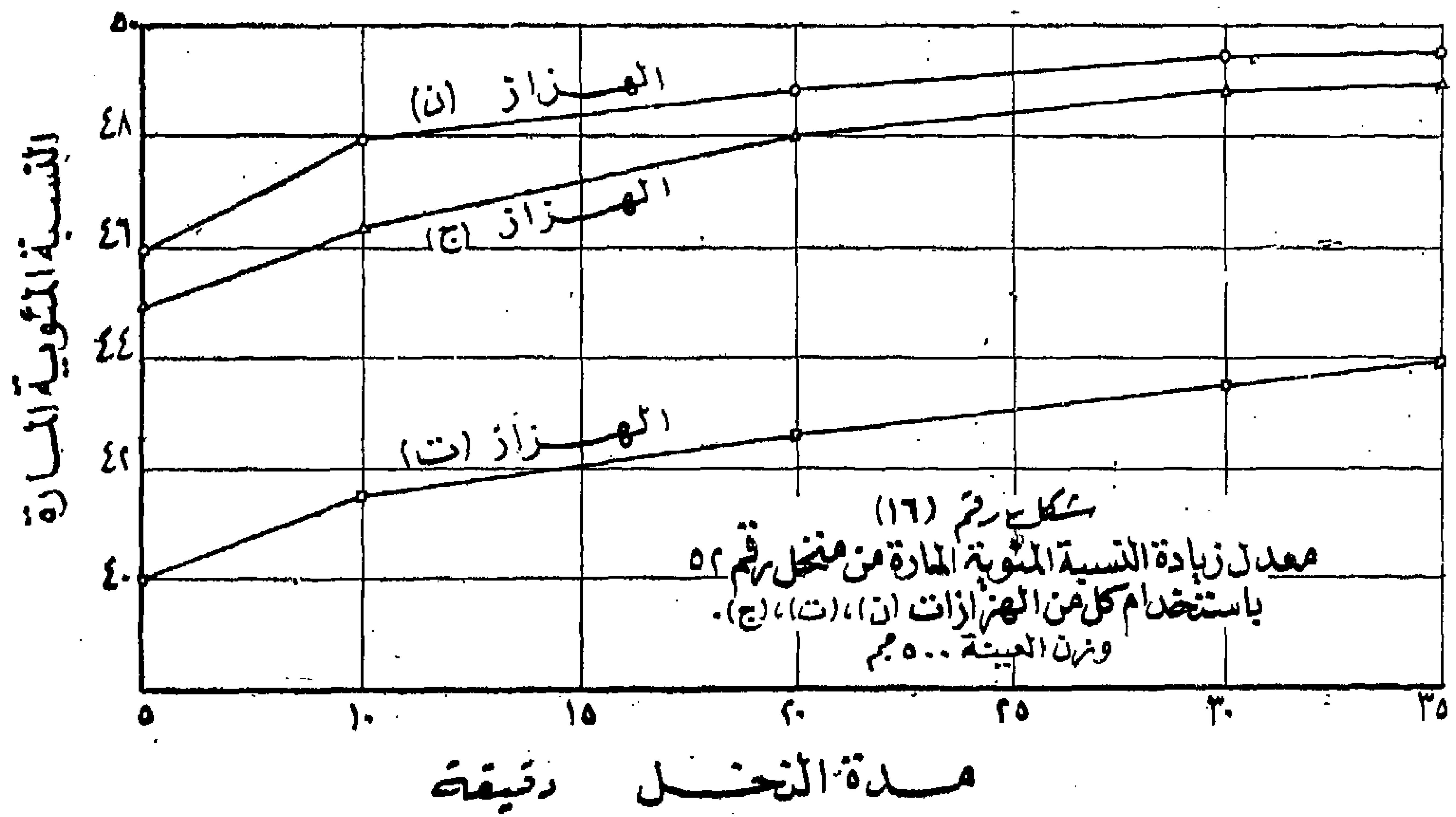
وزن العينة ٥٠٠ م.

الهزاز	مدة الهز ق / رقم المنخل	٥	٥+٥ = ١٠	١٠	١٠+١٠ = ٢٠	٢٠	٢٠+١٠ = ٣٠	٣٠	٣٠+٥ = ٣٥	٣٥
ن	٣/١٦"	٩٨	٩٨ر١	٩٨ر١	٩٨ر٢	٩٨ر٢	٩٨ر٢	٩٨ر٢	٩٨ر٢	٩٨ر٢
	٧	٩٤ر٥	٩٤ر٦	٩٤ر٧	٩٤ر٧	٩٤ر٨	٩٤ر٧	٩٤ر٨	٩٤ر٧	٩٤ر٨
	١٤	٨٨ر٩	٨٩	٨٩ر١	٨٩ر١	٨٩ر٢	٨٩ر٣	٨٩ر٤	٨٩ر٣	٨٩ر٤
	٢٥	٧٦ر٥	٧٦ر٨	٧٦ر٨	٧٧ر١	٧٧ر٢	٧٧ر٣	٧٧ر٤	٧٧ر٣	٧٧ر٤
	٥٢	٤٥ر٩	٤٧ر٨	٤٧ر٨	٤٨ر٨	٤٨ر٦	٤٩ر٤	٤٩ر٢	٤٩ر٥	٤٩ر٥
	١٠٠	٤ر٥	٤ر٧	٤ر٨	٥	٥ر١	٥ر٢	٥ر٤	٥ر٢	٥ر٥
ت	٣/١٦"	٩٧ر٨	٩٧ر٩	٩٧ر٩	٩٧ر٩	٩٧ر٩	٩٧ر٩	٩٧ر٩	٩٧ر٩	٩٨
	٧	٩٤ر٥	٩٤ر٥	٩٤ر٤	٩٤ر٥	٩٤ر٤	٩٤ر٥	٩٤ر٥	٩٤ر٥	٩٤ر٥
	١٤	٨٨ر٩	٨٨ر٩	٨٨ر٧	٨٨ر٩	٨٨ر٨	٨٩	٨٨ر٦	٨٩	٨٨ر٩
	٢٥	٧٥ر٥	٧٥ر٨	٧٥ر١	٧٥ر٩	٧٥ر٦	٧٦	٧٦ر٦	٧٦	٧٦ر٧
	٥٢	٤٠	٤١ر٥	٤١ر٤	٤٢ر٦	٤٣ر١	٤٣ر٥	٤٣	٤٣ر٩	٤٣ر٧
	١٠٠	٤ر٣	٤ر٤	٤ر٢	٤ر٧	٤ر٤	٤ر٩	٤ر٦	٤ر٩	٤ر٧
ج	٣/١٦"	٩٧ر٩	٩٨	٩٨	٩٨	٩٨	٩٨	٩٨	٩٨	٩٨
	٧	٩٤ر٥	٩٤ر٦	٩٤ر٦	٩٤ر٦	٩٤ر٦	٩٤ر٦	٩٤ر٦	٩٤ر٦	٩٤ر٦
	١٤	٨٨ر٩	٨٩	٨٩	٨٩ر١	٨٩	٨٩ر٢	٨٩ر٢	٨٩ر٢	٨٩ر٢
	٢٥	٧٦	٧٦ر٣	٧٦ر٣	٧٦ر٥	٧٦ر٥	٧٦ر٧	٧٦ر٥	٧٦ر٧	٧٦ر٦
	٥٢	٤٤ر٩	٤٦ر٣	٤٦	٤٨	٤٧ر٧	٤٨ر٨	٤٨ر٣	٤٨ر٩	٤٨ر٨
	١٠٠	٤ر٢	٤ر٦	٤ر٣	٤ر٩	٤ر٦	٥ر٢	٤ر٩	٥ر٢	٥ر٢

* (ن) هزاز آلى إنتاج شركة « اندكوت » ، شكل رقم (١٢ ، ب) .
* (ت) هزاز آلى إنتاج شركة « تيلر » ، شكل رقم (٤) .
* (ج) هزاز آلى صنع كلية الهندسة جامعة القاهرة ، شكل رقم (٥) .


النسبة المئوية المارة
رقم المنخل
٣٥ دقيقة
٥ دقائق
شكل رقم (١٤)
التدرج الحبيبي للرمل باستخدام الهزاز (ن)
لمدة ٥ دقائق ، ٣٥ دقيقة
وزن العينة ٥٠٠ جم


النسبة المئوية المارة
رقم المنخل
الهزاز (ن)
الهزاز (ت)
شكل رقم (١٥)
التدرج الحبيبي للرمل باستخدام كل من
الهزازين (ن) ، (ت).
وزن العينة ٥٠٠ جم


النسبة المئوية المارة
مدة النخل دقيقة
الهزاز (ن)
الهزاز (ج)
الهزاز (ت)
شكل رقم (١٦)
معدل زيادة النسبة المئوية المارة من منخل رقم ٥٢
باستخدام كل من الهزازات (ن)، (ت)، (ج).
وزن العينة ٥٠٠ جم

ء ـ مناقشة النتائج :

بمقارنة نتائج الاختبارات فى جدول رقم (٨) نلاحظ أن أكبر فرق فى النتائج باستخدام الهزاز (ن) كان فى حدود ٠٫٢ ٪ للمنخل رقم ٥٢ بينما كان أكبر فرق باستخدام الهزاز (ت) فى حدود ٠٫٧٪ للمنخل رقم ٢٥ . وكان أكبر فرق باستخدام الهزاز (ج) فى حدود ٠٫٥٪ للمنخل رقم ٥٢ . وتؤكد هذه النتائج إمكان الحصول على نفس النسبة المئوية للرمل المار من أى منخل إذا أعيد الاختبار على نفس العينة وباستخدام نفس الهزاز مرة أخرى .

كما أنه يمكن إيقاف الهزاز بعد فترة معينة لتحديد النسبة المئوية المارة من كل منخل ثم إعادة الهز لتعيين النسبة المئوية المارة بعد فترة أخرى ، دون أن يؤثر ذلك فى نتائج الاختبار .

ويلاحظ من الشكل رقم (١٤) أن المنخل رقم ٥٢ يعتبر أقل مناخل المجموعة كفاءة بالنسبة لزمن النخل عند استخدام الهزاز (ن) . كما يلاحظ تكرار هذه الظاهرة باستخدام المنخلين (ت) و (ج) . وهذه نتيجة متوقعة إذ أن المنخل رقم ٥٢ أصغر منخل يسمح بمرور أكثر من ٤٠٪ من العينة .

وبمقارنة منحنى التدرج الحبيبى للرمل باستخدام الهزازين (ن) ، (ت) بعد ٣٥ دقيقة من بدء الهز فى الشكل رقم (١٥) نجد أن أكبر فرق فى النسبة المئوية المارة هى النسبة التى للمنخل رقم ٥٢ وقيمته ٥٫٦٪ . أى أن النسبة المئوية المارة من منخل رقم ٥٢ باستخدام الهزاز (ت) تقل عن النسبة المئوية المارة من نفس المنخل باستخدام الهزاز (ن) بما يوازى ١١٫٣٪ . وهذا الرقم يمثل نقص كفاءة المنخل رقم ٥٢ فى الهزاز (ت) عنه فى الهزاز (ن) .

ثانيا ـ دراسة تأثير وضع المنخل فى الهزاز :

ا ـ الغرض :

تتطلب طبيعة النخل وضع المناخل فى مجموعة بعضها فوق بعض بحيث يكون مقاس كل منها أكبر من مقاس الذى يليه ، ثم توضع المجموعة كلها فى الهزاز استعداداً لعملية الهز نفسها .. وفى معظم الهزازات الآلية يلاحظ أن كل منخل يتعرض أثناء الهز لحركة تتراوح سرعتها وعنف هزها تبعاً لعلو وضعها بين مجموعة المناخل . وقد أجريت هذه الدراسة لمعرفة مدى تأثير وضع المنخل فى كل من الهزازات الثلاث (ن) و (ت) و (ج) .

ب ـ خطوات العمل :

١ ـ حضرت عينة وزنها ٢٠٠ جرام من رمل يمر من منخل ٣/١٦" ويحجز على منخل رقم ٧ .

٢ ـ أجريت عملية الهز بوضع المنخل ٣/١٦" فى مكانه الطبيعى فى أعلى مجموعة المناخل فى الهزاز (ن) [أى فى الوضع(١)] لمدة خمس دقائق ، ثم عينت النسبة المئوية المارة.

٣ ـ أعيد الوزن وتعيين النسبة المئوية المارة بعد ١٥ و٢٠ دقيقة من بدء عملية الهز نفسها .

٤ ـ باستخدام نفس العينة أعيدت الخطوات (٢)و(٣) مع وضع المنخل ٣/١٦" فى المكان الذى يشغله عادة المنخل رقم ٧ [أى فى الوضع (٢)] .

٥ ـ باستخدام نفس العينة أعيدت الخطوة (٤) أربع مرات أخرى وفى كل مرة وضع المنخل ٣/١٦" على ارتفاع أقل من المرة السابقة [أى فى الوضع (٣) و (٤) و (٥) و (٦)] .

٦ ـ باستخدام نفس العينة أعيدت الخطوات (٢) إلى (٥) باستعمال الهزازين (ت) و (ج) .

٧ ـ حضرت عينة وزنها ٢٠٠ جرام من رمل يمر من منخل رقم ٥٢ ويحجز على منخل رقم ١٠٠ .

٨ ـ باستخدام العينة السابقة أجريت الخطوات من (٢) إلى (٦) باستعمال المنخل رقم ٥٢ بدلاً من المنخل ٣/١٦" والهزازات الثلاث (ن) ، (ت) ، (ج) .

(جـدول رقم ٩)

النسبة المئوية المارة بالنسبة لوضع المنخل فى الهزاز

وزن العينة ٢٠٠ جم .

رقم المنخل	الهزاز / مدة النخل ق / الوضع	ن ٥	ن ١٥	ن ٢٥	ت ٥	ت ١٥	ت ٢٥	ج ٥	ج ١٥	ج ٢٥
١٦/٣"	١	٩٩	٩٩ر٧	٩٩ر٨	٩٣ر٩	٩٤ر٥	٩٤ر٦	٩٧ر٤	٩٨ر٣	٩٨ر٤
	٢	٩٨ر٦	٩٩ر١	٩٩ر٤	٩٤ر٢	٩٤ر٣	٩٥ر١	٩٧ر٥	٩٨ر٢	٩٨ر٤
	٣	٩٨ر٧	٩٩ر٥	٩٩ر٦	٩٤ر٣	٩٥ر٢	٩٥ر٥	٩٦ر٦	٩٨ر٢	٩٨ر٣
	٤	٩٨ر٤	٩٩	٩٩ر٣	٩٤ر٩	٩٥ر٦	٩٥ر٨	٩٧ر٦	٩٨	٩٨ر٥
	٥	٩٨ر٤	٩٩ر١	٩٩ر٦	٩٤ر٥	٩٥	٩٥ر٦	٩٦ر٩	٩٨ر٢	٩٨ر٥
	٦	٩٨ر٣	٩٩	٩٩ر١	٩٥ر٧	٩٦ر١	٩٦ر٤	٩٦ر٨	٩٧ر٨	٩٨ر١
الفرق بين أكبر وأصغر نسبة مئوية		٠ر٧	٠ر٧	٠ر٧	١ر٨	١ر٨	١ر٨	١ر٠	٠ر٥	٠ر٤
٥٢	١	٩٩ر٨	١٠٠	١٠٠	٩٧	٩٩ر١	٩٩ر٦	٩٨ر٦	٩٩ر٩	٩٩ر٩
	٢	٩٩ر٩	١٠٠	١٠٠	٩٦ر٩	٩٨ر٩	٩٩ر٣	٩٨ر٣	٩٩ر٦	٩٩ر٨
	٣	٩٩ر٨	٩٩ر٩	١٠٠	٩٧	٩٩	٩٩ر٥	٩٨ر٩	٩٩ر٨	٩٩ر٩
	٤	٩٩ر٩	١٠٠	١٠٠	٩٧ر٢	٩٩ر٢	٩٩ر٥	٩٩ر١	٩٩ر٨	٩٩ر٨
	٥	١٠٠	١٠٠	١٠٠	٩٨ر٧	٩٩ر٥	٩٩ر٥	٩٨ر٥	٩٩ر٦	٩٩ر٨
	٦	١٠٠	١٠٠	١٠٠	٩٨ر٥	٩٩ر٥	٩٩ر٥	٩٨ر٩	٩٩ر٩	٩٩ر٩
الفرق بين أكبر وأصغر نسبة مئوية		٠ر٢	٠ر١	صفر	١ر٨	٠ر٦	٠ر٣	٠ر٨	٠ر٣	٠ر١

ج ـ النتائج :

يبين الجدول رقم (٩) النسبة المئوية المارة من منخل ١٦/٣" باستخدام عينة واحدة وزنها ٢٠٠ جرام من رمل يمر من منخل ١٦/٣" ويحجز على منخل رقم ٧ ، كما يبين الجدول النسبة المئوية المارة من منخل رقم ٥٢ باستخدام عينة واحدة وزنها ٢٠٠ جرام من رمل يمر من منخل رقم ٥٢ ويحجز على منخل رقم ١٠٠ ، وذلك فى ستة أوضاع لكل من المنخلين ١٦/٣" ورقم ٥٢ بالنسبة لارتفاع المنخل فى مجموعة المناخل باستخدام الهزازات (ن) ، (ت) ، (ج) .

ء ـ مناقشة النتائج :

يتضح من دراسة جدول رقم (٩) أن وضع المنخل بالنسبة للمجموعة له أثر فى نتائج النسبة المئوية المارة ، غير أن هذه

النسبة تتفاوت من هزاز إلى آخر ، وبدراسة نتائج كل هزاز على حدة ، نجد أن النسبة المئوية المارة باستخدام الهزاز (ن) تزداد فى الغالب كلما ارتفع وضع المنخل بالنسبة للمجموعة . أما باستخدام الهزازين (ت) و (ج) فإن النسبة المئوية المارة تميل إلى الازدياد كلما انخفض وضع المنخل بالنسبة للمجموعة ، وكانت هذه النتيجة متوقعة تبعاً لطبيعة هز كل هزاز .

كما يلاحظ أن أى انحراف عن هذا الاتجاه فى نتائج بعض التجارب يقع فى حدود دقة التجربة ذاتها . وبدراسة الفرق بين أكبر وأصغر نسبة مئوية مارة فى جميع التجارب يمكن إهمال تأثير وضع المنخل عند استخدام الهزازين (ن) و (ج) تبعاً لضآلة هذا التأثير . أما فى حالة استخدام الهزاز (ت) فلا نستطيع إهمال تأثير وضع المنخل ، خاصة فى المناخل ذات المقاسات الكبيرة ، إذ يصبح لوضع المنخل أثر ملموس فى قيمة النسبة المئوية المارة بعد زمن معين من بدء عملية النخل .. ويجب مراعاة ذلك عند تقدير المدة اللازمة لإتمام عملية النخل بإطالة مدة النخل إذا استعملنا المجموعة كلها .

ثالثا ــ تعيين كفاءة الهزازات :

ا ــ الغرض :

أجريت هذه الاختبارات على الهزازات الثلاث (ن) و (ت) و (ج) لتعيين كفاءة هذه الهزازات بتعيين النسبة المئوية المارة من كل منخل من مجموعة المناخل وذلك باستخدام رمل من مقاس واحد فى كل اختبار على أن يتم ذلك بعد فترات زمنية مناسبة من بدء عملية النخل حتى ثبوت النتائج . . والغرض من هذه السلسلة من الاختبارات هو الوصول فى النهاية إلى طريقة مباشرة لمعرفة المدة اللازمة لإتمام عملية نخل عينة من الرمل .

ب ــ خطوات العمل :

١ ــ حضرت عينة تزن ٥٠٠ جرام من رمل يمر من منخل ٣/١٦" ويحجز على منخل رقم ٧ .

٢ ــ أجريت عملية الهز باستخدام الهزاز (ن) لمدة خمس دقائق .

٣ ــ أعيد الهز وتعيين النسبة المئوية المارة خمس مرات أخرى بعد الهز لمدة ١٠ و١٥ و٢٠ و٢٥ و٣٠ دقيقة من بدء عملية الهز .

٤ ــ أعيدت الخطوات من (١) إلى (٣) باستخدام عينات تزن ٣٠٠ و٢٠٠ و١٠٠ و٥٠ جرام ، وتعيين النسبة المئوية المارة بعد فترات زمنية مناسبة من بدء الهز .

٥ ــ أعيدت الخطوات من (١) إلى (٤) باستخدام أربع مقاسات أخرى من الرمل هى :

* رمل يمر من منخل رقم ٧ ويحجز على منخل رقم ١٤ .

* رمل يمر من منخل رقم ١٤ ويحجز على منخل رقم ٢٥ .

* رمل يمر من منخل رقم ٢٥ ويحجز على منخل رقم ٥٢ .

* رمل يمر من منخل رقم ٥٢ ويحجز على منخل رقم ١٠٠ .

٦ ــ أعيدت الخطوات من (١) إلى (٥) باستخدام الهزازين (ت) و (ج) باستخدام نفس العينات السابقة بأوزانها لتكون المقارنة صحيحة .

جـ ــ النتائج :

يبين الجدول رقم (١٠) كفاءة النخل على كل منخل ، فى مجموعة المناخل البريطانية عند نخل رمل من مقاس واحد باستخدام الهزاز (ن) و (ت) و (ج) . وقد عينت كفاءة النخل على كل منخل بتعيين مدة النخل اللازمة حتى ثبوت النسبة المئوية للرمل المار تقريباً .

ويبين الشكل رقم (١٧) منحنيات كفاءة الهزازات الثلاث (ن) و (ت) و (ج) وهى تمثل العلاقة بين وزن الرمل ذى المقاس الواحد وبين أقل مدة لازمة لضمان ثبوت النسبة المئوية للرمل المار من منخل بنفس المقاس .

ويبين الشكل رقم (١٨) و (١٩) مجموعة من المنحنيات لتعيين

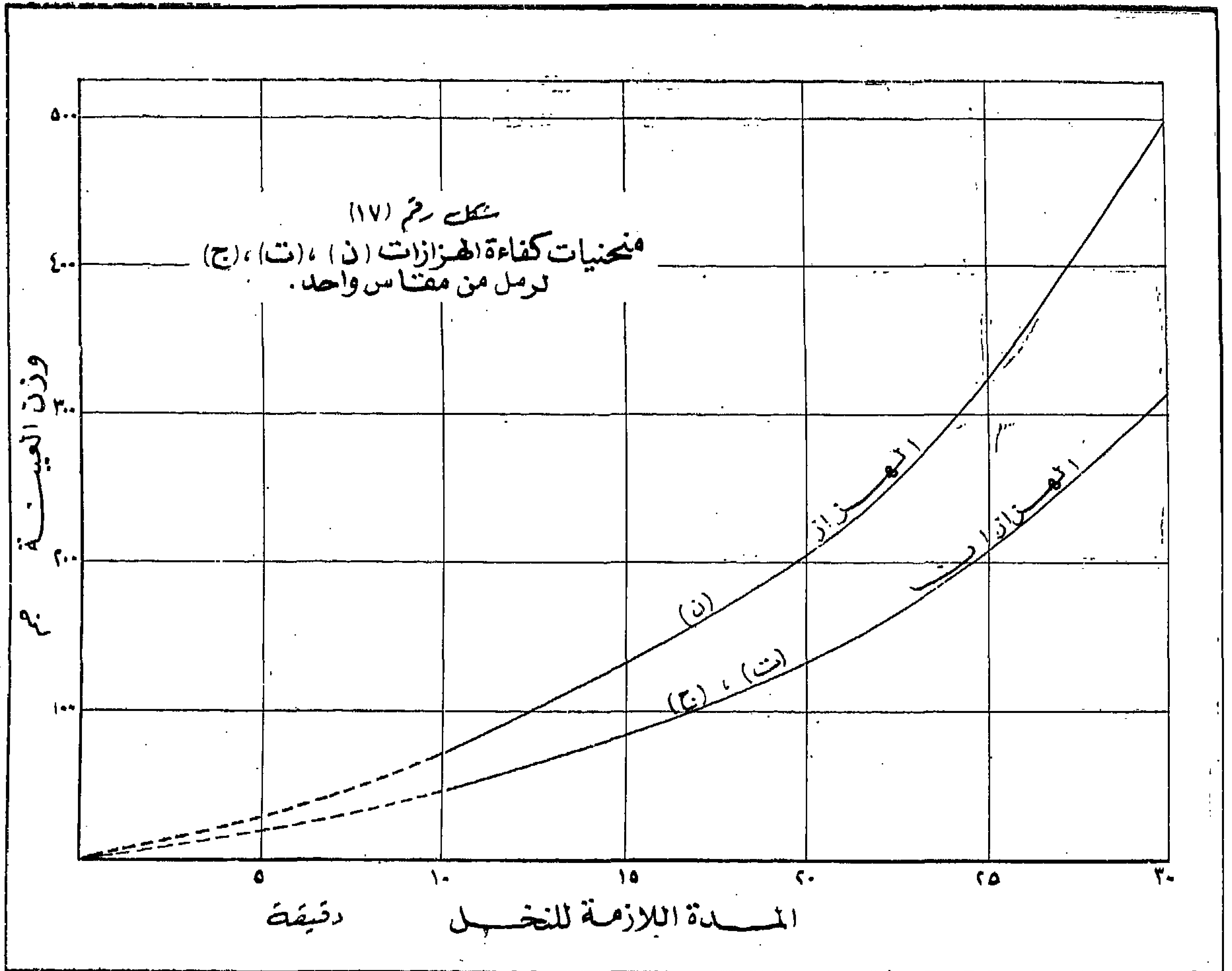
(جـدول رقم ١٠)

مدة النخل والنسبة المئوية للرمل المار عند ثبوت هذه النسبة

المهزاز		ن		ت		ج	
مقاس الرمل	وزن العينة جم	مدة النخل ق	الرمل المار ٪	مدة النخل ق	الرمل المار ٪	مدة النخل ق	الرمل المار ٪
م ٣/٢٦″* ، ح ٧**	٥٠٠	٢٥	٩٩٫٢	٣٠	٩٤٫٦	٣٠	٩٧٫٢
	٣٠٠	٢٠	٩٩	٢٠	٩٤٫٧	٢٠	٩٩
	٢٠٠	٢٠	٩٩٫٨	١٥	٩٤٫٥	٣٠	٩٨٫٣
	١٠٠	٦	٩٩	٦	٩٦	٩	٩٩
	٥٠	٨	٩٨	٤	٩٦	٦	٩٩
م ٧ ، ح ١٤	٥٠٠	٣٠	٩٩٫٨	٣٠	٩٥٫٨	٣٠	٩٨٫٢
	٣٠٠	٢٠	٩٩٫٥	٢٥	٩٧٫٤	٢٥	٩٩
	٢٠٠	١٥	٩٩٫٥	٢٥	٩٥	٢٠	٩٧
	١٠٠	٦	١٠٠	١٥	٩٧٫٥	١٢	٩٩
	٥٠	٤	١٠٠	٨	٩٧	٦	٩٩
م ١٤ ، ح ٢٥	٢٠٠	٢٠	٩٩٫٨	٢٠	٩٧٫٥	٢٥	٩٩٫٣
	١٠٠	١٢	٩٩٫٨	١٥	٩٨٫٤	١٥	٩٩٫٥
	٥٠	٦	٩٩٫٨	٦	٩٨٫٢	٦	٩٩٫٨
م ٢٥ ، ح ٥٢	٢٠٠	٢٠	١٠٠	٢٥	٩٨٫٥	٢٥	٩٩٫٤
	١٠٠	٦	٩٩٫٨	١٢	٩٨٫٨	١٥	٩٩٫٧
	٥٠	٢	١٠٠	٦	٩٩٫٦	٦	١٠٠
م ٥٢ ، ح ١٠٠	٢٠٠	٢٠	٩٩٫٩	٢٥	٩٨٫٦	٢٥	٩٩٫٦
	١٠٠	٩	١٠٠	١٢	٩٩٫١	١٢	٩٩٫٥
	٥٠	٦	١٠٠	١٠	٩٩٫٦	١٠	٩٩٫٨

* م ٣/١٦″ : يمر من منخل رقم ٣/١٠٦″ ؛

** ح ٧ : يحجز على منخل رقم ٧ .



كفاءة الهزازات (ن) و(ت) و(ج) عند استخدام عينات من الرمل يتراوح وزنها بين ٢٠٠ و٦٠٠ جرام . . ولها تدرج حبيبي متباين . . وتمثل هذه المنحنيات رمال تتراوح فيها أكبر فرق بين النسبة المئوية للرمل المار من منخلين متتاليين بين ٢٠٪ و٧٠٪ .. وقد أنشئت هذه المنحنيات بالاستعانة بمنحنيات شكل رقم (١٧) .

ومن المثال التالى تتبين طريقة استخدام منحنيات الشكل رقم (١٨) : عينه من الرمل تزن ٤٠٠ جرام، وأكبر فرق بين النسبة المئوية للرمل المار من منخلين متتاليين ٥٠٪ .. والمطلوب تعيين المدة اللازمة لإتمام نخل العينة باستخدام الهزاز (ن) .

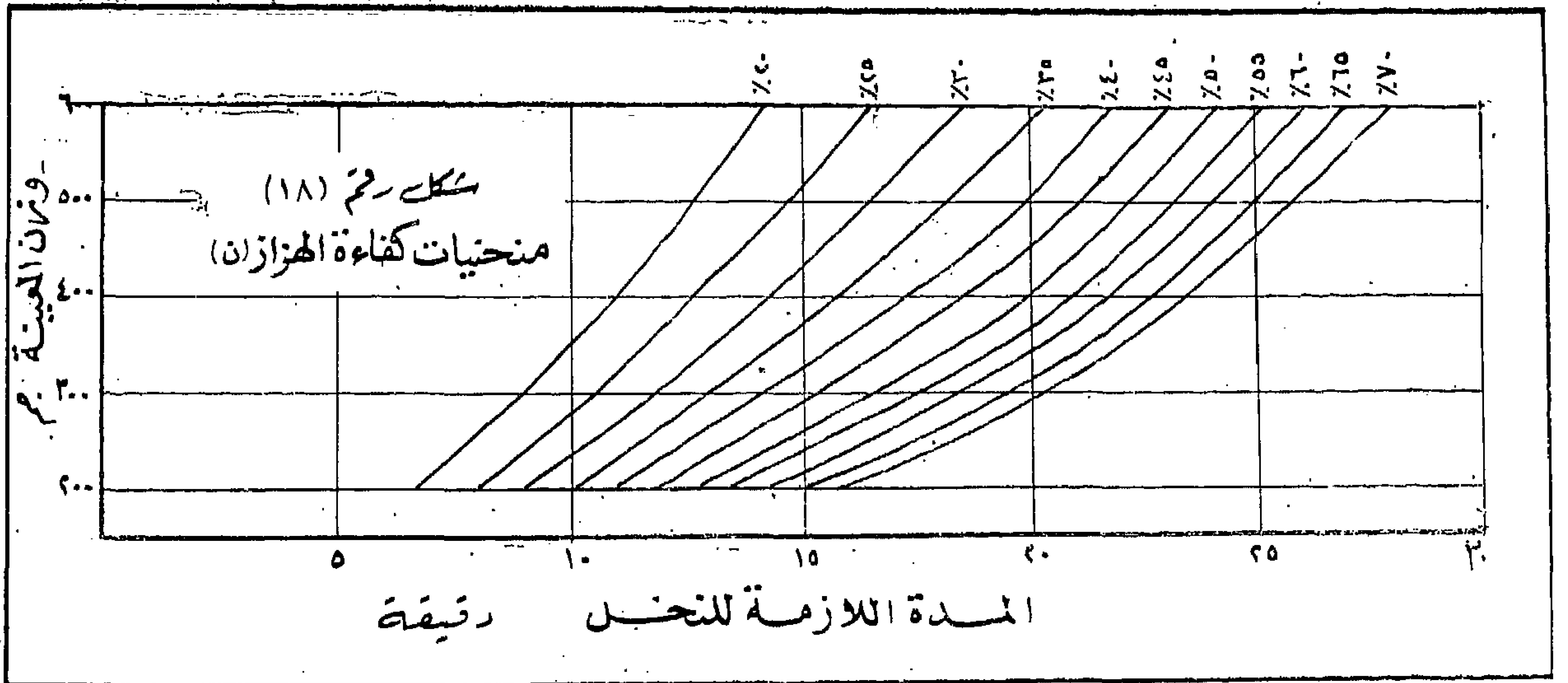
الطريقة :

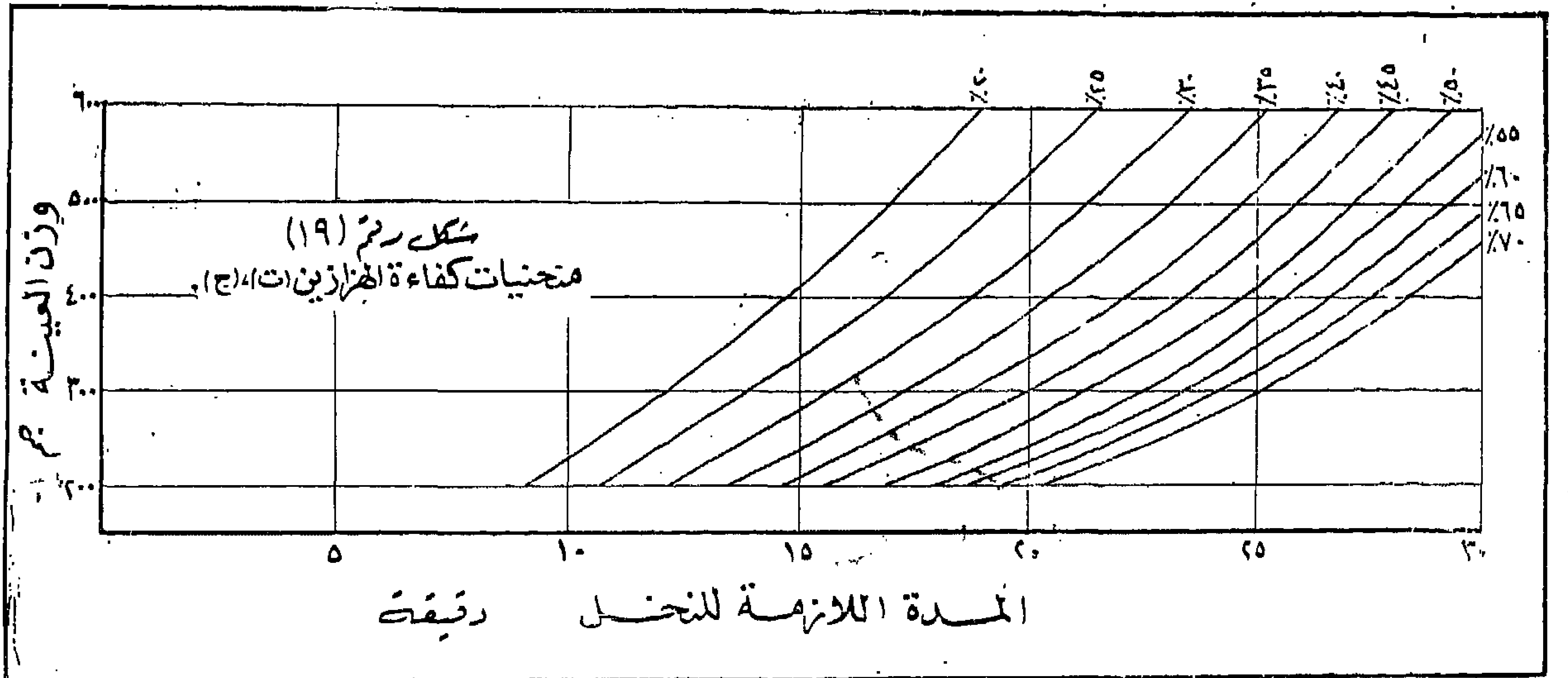
١ ــ يعين وزن أكبر كمية من الرمل تمر من أحد المناخل وتبقى على المنخل الذى يليه (٢٠٠ جرام) .

٢ ــ تعين مدة النخل اللازمة لمرور هذه الكمية من المنخل الأول ، بالإستعانة بالمنحنى فى شكل رقم (١٧) وهى فى نفس الوقت المدة اللازمة لإتمام عملية نخل العينة (٢٠ دقيقة) .

ء ــ مناقشة النتائج :

لوحظ عند توقيع نتائج الجدول رقم (١٠) لرسم منحنيات الشكل رقم (١٧) أن مدة النخل اللازمة لنخل عينات مختلفة من الرمل ذات أوزان متساوية ، لكل منها





مقاس رمل يختلف عن الأخرى ، ولوحظ أن مدة النخل اللازمة لنخل العينات متقاربة . . أى أن كفاءة النخل فى الهزاز تتوقف على وزن أكبر مقاس رمل يمر من نفس المنخل . وقد رسمت منحنيات الشكل رقم (١٧) بحيث تعطى أقل مدة نخل لازمة لضمان مرور أكبر نسبة من الرمل تمر من جميع المناخل . ولا يمكن التفريق بين كفاءة المنخلين (ت) و(ج) ، لذا تتطابق منحنيات كفاءة كل منهما .

وتستخدم منحنيات كفاءة الهزازات فى شكل رقم (١٨) و (١٩) للتأكد من المدة اللازمة لإتمام نخل عينة من الرمل معروفة الوزن ، تتراوح بين ٢٠٠ و ٦٠٠ جرام متى عرف أكبر فرق بين النسبة المئوية المارة من منخلين متتاليين ويمكن تعيين هذا الفرق مبدئياً بتعيين التدرج الحبيبى التقريبى ، وذلك بنخل العينة لمدة عشر أو خمسة عشر دقيقة ثم التحقق من كفاءة مدة النخل مع الاستعانة بمنحنيات الشكل رقم (١٨) و (١٩) ومع استعمال منحنى فرق النسبة المئوية الذى يلى القيمة التقريبية السابق تعيينها مباشرة . . فإذا لم تكن مدة النخل كافية . . استمرت عملية النخل للمدة اللازمة المعينة من المنحنيات . . فإذا وجد بعد عشر دقائق من النخل باستخدام المنخل (ن) أن أكبر فرق فى النسبة المئوية

المارة لمنخلين متتاليين يساوى ٣٢٪ .. فتعين المدة اللازمة للنخل من المنحنى ٣٥٪ .. [شكل رقم (١٨)] .

رابعا ـ اختبارات اضافية :

ا ـ الغرض :

أجريت هذه السلسلة من الاختبارات للتحقق من دقة الطريقة المقترحة لتعيين كفاءة الهزازات .

ب ـ خطوات العمل :

١ ـ حضرت أربع مجموعات من الرمل تدرجها الحبيبي يبينه الجدول رقم (١١) .. ويلاحظ أن المجموعتين ١ أ ، ٢ أ تمثلان الحد الأدنى .. أما المجموعتين ٣ب و ٤ب فتمثلان الحد الأقصى للمناطق ١ و ٢ و ٣ و ٤ على التوالى وذلك طبقاً للمواصفات القياسية البريطانية رقم (٨٨٣ ـ ١٢٠١ : ١٩٥٤) ركام الخرسانة من المصادر الطبيعية :

(B.S. 882-1201 : 1954, Concrete Aggregates From Natural Sources)

وتمثل كل مجموعة ثلاث عينات أوزانها على التوالى ٢٠٠ و ٤٠٠ و ٦٠٠ جرام مكونة بخلط رمل بالمقاسات والأوزان المذكورة فى جدول رقم (١٢) .

٢ ـ أجريت عملية هز كل عينة باستخدام مجموعة المناخل القياسية البريطانية والهزاز (ن) . كما عينت النسبة المئوية المارة من كل منخل بعد فترات مناسبة من بدء عملية الهز حتى ثبات النتائج .

(جدول رقم ١١)

التدرج الحبيبي لعينات الرمل الأربعة

وفرق النسبة المئوية المارة لكل منخلين متتاليين

العينة	١ أ		٢ أ		٣ ب		٤ ب	
رقم المنخل	الرمل المار ٪	فرق الرمل المار ٪	الرمل المار ٪	فرق الرمل المار ٪	الرمل المار ٪	فرق الرمل المار ٪	الرمل المار ٪	فرق الرمل المار ٪
٣/١٦"	٩٠		٩٠		١٠٠		١٠٠	
		٣٠		١٥		صفر		صفر
٧	٦٠		٧٥		١٠٠		١٠٠	
		٣٠		٢٠		صفر		صفر
١٤	٣٠		٥٥		١٠٠		١٠٠	
		١٥		٢٠		٢١		صفر
٢٥	١٥		٣٥		٧٩		١٠٠	
		١٠		٢٧		٣٩		٥٠
٥٢	٥		٨		٤٠		٥٠	
		٥		٨		٣٠		٣٥
١٠٠	صفر		صفر		١٠		١٥	

(جدول رقم ١٢)

مقاسات وأوزان أجزاء الرمل المكونة للعينات الأربعة

العينة	١ أ			٢ أ			٣ ب			٤ ب		
وزن العينة جم / مقاس الرمل	٢٠٠	٤٠٠	٦٠٠	٢٠٠	٤٠٠	٦٠٠	٢٠٠	٤٠٠	٦٠٠	٢٠٠	٤٠٠	٦٠٠
ح ٣/١٦	٢٠	٤٠	٦٠	٢٠	٤٠	٦٠	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر
م ٣/١٦ ، ح ٧	٦٠	١٢٠	١٨٠	٣٠	٦٠	٩٠	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر
م ٧ ، ح ١٤	٦٠	١٢٠	١٨٠	٤٠	٨٠	١٢٠	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر
م ١٤ ، ح ٢٥	٣٠	٦٠	٩٠	٤٠	٨٠	١٢٠	٤٢	٨٤	١٢٦	صفر	صفر	صفر
م ٢٥ ، ح ٥٢	٢٠	٤٠	٦٠	٥٤	١٠٨	١٦٢	٧٨	١٥٦	٢٣٤	١٠٠	٢٠٠	٣٠٠
م ٥٢ ، ح ١٠٠	١٠	٢٠	٣٠	١٦	٣٨	٤٨	٦٠	١٢٠	١٨٠	٧٠	١٤٠	٢١٠
م ١٠٠	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر	صفر	٢٠	٤٠	٦٠	٣٠	٦٠	٩٠

جـ ـ النتائج :

يبين الجدول رقم (١٣) المدة اللازمة لنخل عينات من الرمل ١ أ و ٢ أ و ٣ ب و ٤ ب أوزانها على التوالى ٢٠٠ و ٤٠٠ و ٦٠٠ جرام وذلك حتى ثبوت النتائج باستخدام الهزاز (ن) .. وقد عينت المدة اللازمة تجريبياً كما استخدمت منحنيات الشكل رقم (١٨) لتحديد المدة اللازمة للنخل .

(جدول رقم ١٣)

المدة اللازمة لنخل عينات الرمل الأربعة باستخدام الهزاز (ن)

العينة	١ أ		٢ أ		٣ ب		٤ ب	
وزن العينة جم	المدة اللازمة للنخل حتى ثبوت الوزن : دقيقة							
	بالتجربة	بالمنحنيات	بالتجربة	بالمنحنيات	بالتجربة	بالمنحنيات	بالتجربة	بالمنحنيات
٢٠٠	٥ — ١٠	٩	٥ — ١٠	٨٫٤	٢٠ — ٢٥	١٠٫٨	١٠ — ١٥	١٢٫٦
٤٠٠	١٠ — ١٥	١٤٫٢	١٥ — ٢٠	١٣٫٢	٢٠ — ٢٥	١٧	١٥ — ٢٠	٢٠
٦٠٠	١٥ — ٢٠	١٨٫٥	١٥ — ٢٠	١٧٫٣	٢٠ — ٢٥	٢١٫٦	٢٠ — ٢٥	٢٤٫٢

ء ــ مناقشة النتائج :

بمقارنة النتائج المسجلة فى جـدول رقم (١٣) نلاحظ أن هناك توافق كبير بين المدة اللازمة لنخل العينة تجريبياً وبين المدة التى عينتها منحنيات الشكل رقم (١٨) . . وقد شذت عن هذه القاعدة نتائج ثلاث عينات هى : ٢ أ (٤٠٠ جرام) و ٣ ب (٢٠٠ جرام) و ٣ ب (٤٠٠ جرام) .

ويلاحظ أن النتائج التجريبية لعينتى ٣ ب غير منطقية وذلك عند مقارنتها بباقى النتائج . أما نتيجة العينة ٢ أ فجاءت فى حدود الخطأ التجريبى المنتظر لمثل هذه الاختبارات .

الخلاصة

١ ــ يمكن الحصول على نفس نتائج التدرج الحبيبى للرمل إذا أعيد الاختبار المنخلى باستخدام نفس العينة ونفس الهزاز (ن) أو (ت) أو (ج)* .

٢ ــ أقل المناخل كفاءة فى التحليل المنخلى للرمل هو المنخل رقم (٥٢) .

٣ ــ أعلى الهزازات كفاءة هو الهزاز (ن) يليه الهزاز (ج) ثم الهزاز (ت) .

٤ ــ فى نتائج التدرج الحبيبى يمكن إهمال تأثير وضع المنخل بالنسبة للهزاز .

٥ ــ هناك علاقة بين وزن عينة ما من رمل ذى مقاس واحد وبين أقل مدة لازمة تتم فيها عملية النخل نفسها . . وتتمثل هذه العلاقة بيانياً فى الشكل رقم (١٧) .

٦ ــ المنحنيات المبينة فى الشكل رقم (١٨) والشكل رقم (١٩) تحدد كفاءة الهزازات (ن) و (ت) و (ج) المستخدمة . وعلى نفس النهج يمكن تعيين كفاءة أى هزاز باستعمال مثل هذه المنحنيات .

٧ ــ تستخدم منحنيات كفاءة الهزاز للأغراض الآتية

(ا) التحقق من كفاية مدة نخل عينة من الرمل فى اختبار منخلى معين .

(ب) تعيين مدة النخل اللازمة إذا عرف بالتقريب أكبر فرق بين النسبة المئوية المارة لمنخلين متتاليين . وذلك على النحو التالى :

١ ــ تنخل العينة لمدة ١٠ دقائق .

٢ ــ تعين النسبة المئوية المارة من كل منخل .

٣ ــ يعين أكبر فرق للنسبة المئوية المارة من منخلين متتاليين .

٤ ــ تعين المدة اللازمة للنخل من منحنيات كفاءة الهزاز .

٥ ــ إذا نخلت عينة من أى رمل وزنها أقل من ٣٠٠ جرام باستخدام الهزاز (ن) ، أو عينة وزنها أقل من ٢٠٠ جرام باستخدام الهزازين (ت) و(ج) لمدة عشرين دقيقة فان هذه المدة تكون كافية ولا داعى للاستعانة بمنحنيات كفاءة المنخل .

* (ن) هزاز آلى إنتاج شركة « إندكوت » ، شكل رقم (٢ أ ، ب) .
(ت) هزاز آلى إنتاج شركة « تيلر » ، شكل رقم (٤) .
(ج) هزاز آلى صنع كلية الهندسة جامعة القاهرة ، شكل رقم (٥) .

المراجع

١ — *Testing Sieves and their uses.* Handbook 53, 1962—the W.S. Tyler Co.,Cleveland, Ohio, U.S.A.

٢ — *Standard Testing Sievs and Laboratory Sieve Equipment.* Bulletin 608, 1961 — the W.S. Tyler Co. , Clev.land, Ohio, U.S.A.

٣ — *Wooven Wire Screens.* The W. S. Tyler Co., U.S.A., 1954.

٤ — *Tyler Woven Wire Screens.* Specification Tables, No. 74. The W. S. Tyler Co., U.S.A., 1961.

٥ — *The story behind the new standard sieve specifications.* Reed, A. *The Testing World*, Chicago, U.S.A., October 1959.

٦ — B.S. 410 : 1943. Test Sieves.

٧ — B.S. 882-1201 : 1954—Concrete Aggregates From Natural Sources.

٨ — A.S.T.M. : E. 11-61. Standard Specifications for Sieves for Testing Purposes.

٩ — المواصفات القياسية للمناخل — تقرير : للدكتور أحمد العريان والدكتور فاروق شهوان والمهندس حافظ أمين — الهيئة المصرية للتوحيد القياسى ١٩٦٢ .

١٠ — تاريخ القياس : قياس الأطوال عند قدماء المصريين — مجلة التوحيد القياسى العدد الأول - السنة الأولى — أكتوبر ١٩٦١ .

* * *

ميناء دمياط الجديد

للدكتور المهندس محمود شعراوى أمين

الأستاذ بكلية الهندسة جامعة القاهرة

-٢-

الباب الثانى

الدراسات الفنية التنفيذية الواجب عملها قبل البدء فى انشاء الميناء

أولا – دراسة الظواهر الطبيعية :

١ – الدراسات الميترولوجية :

وتشمل هذه الدراسة « المد والجزر والرياح والأمتار وكثافة المياه ودرجة حرارتها » .

المد والجزر :

هى تلك الظاهرة الطبيعية الناشئة عن إرتفاع البحر ثم إنخفاضه فى حركة بطيئة دورية منتظمة بمعدل مرتين كل يوم قمرى (٥٠ دقيقة ٢٤ ساعة) أى تتبع هذه الحركة سير القمر فيحدث أعلى إرتفاع للمياه عقب عبور القمر بزمن يكاد يكون ثابتا . ترصد مدى إرتفاع وإنخفاض المياه أو تحدد « سعة الذبذبة المدية Amplitude » . وذلك بواسطة الجهاز المعروف بالماريجراف Merigraph أو أى جهاز آخر دقيق . وتجميع المعلومات الكافية عن سعة الذبذبة المدية وأوقات ظهورها بالضبط . وفترات حدوثها أى الفترة المتوسطة التى تمضى بين مرور القمر على المكان وحدوث ظاهرة إرتفاع المياه .

وقد قامت مصلحة الموانى بقياس هذه الظاهرة حول الشواطىء المصرية والمعلوم أن المد فى منطقة دمياط كالآتى :

أعلى مد ربيعى = ٠٫٤٩ م

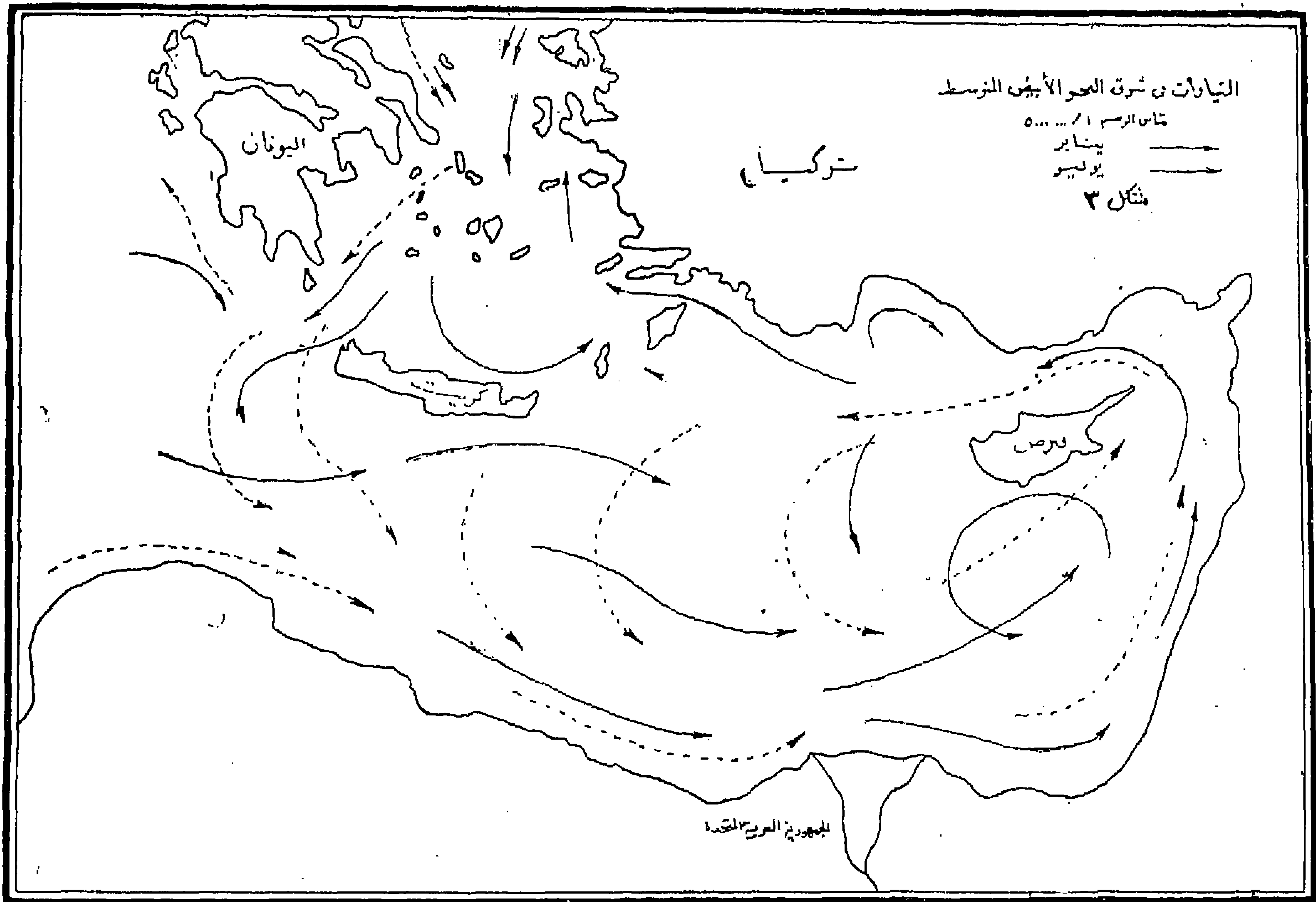
أقل جزر ربيعى = ٠٫٠٩ م

موجة مداها المدى = ٠٫٤٠ م

كما يحدد أعلى مد استوائى للمنطقة وهذا يحدث عندما يكون الشمس والقمر متعامدان تمام على خط الاستواء أى عند تساوى الليل والنهار (٢١ مارس ، ٢٣ سبتمبر) .

وقد ذكرت عدة مراجع أن المد والجزر قد يتغير بين المواقع القريبة كما يتغير متوسط منسوب البحر مما يدعو إلى دقة رصد هذه المعلومات فى الموقع المقترح للميناء بالذات .

* * *



(شكل رقم ٣)

الرياح :

وهى تشمل دراسات دقيقة كاملة لاتجاه الرياح وسرعتها طول العام ووقت هبوبها ومدة استمرارها وترددها . ونظراً لأن الرياح تهب بانتظام من جهة واحدة ، بل تتأرجح حول اتجاه متوسط يسود لمدد أطول ، لذلك يجب تحديد اتجاه وسرعة الرياح السائدة والتى قد تختلف كل الاختلاف عن العواصف الشديدة . إذ أن العواصف تهب لمدد « قصيرة » ولها تأثيرات خطرة على الشواطىء عموما . خصوصا التى تهب منها فى أشهر انخفاض الضغوط أى من ديسمبر إلى فبراير حيث يكون الجو بارداً نوعاً . والرياح السائدة لها التأثير الأكبر على التيارات ونحر الشواطىء وترسيب الطمى . . الخ . ويجب جمع المعلومات عن الرياح واتجاهها وقوتها فى المنطقة . وذلك بواسطة أحد الأجهزة الدقيقة المعروفة مثل أنيمومتر داين "Dyne's Anemometer" إذ يمكن به رصد سرعة الرياح واتجاهها . ويجب أن يثبت فى العراء بعيداً عن العوائق . ويحسن تركيبه على أعلى نقطة فى المنطقة حتى لا يتأثر بالدوامات الهوائية الناتجة من هذه العوائق وترصد جميع هذه المعلومات على ماهو معروف بوردة الرياح "Frequency-Intensity Wind Diagrams" بعد ذلك يستنتج من السرعة الضغوط الفذة للرياح على السطوح ويمكن حسابها بالمعادلة الآتية :

ض = ك × ح × $س^{٢}$ (ك = معامل ، ح = مسقط السطح المعرض ، س = السرعة)

ويمكن الاستعانة والتحقيق من الدراسات والمعلومات التى جمعت قبل ذلك مثل (خرائط المرشد البحرى) التابع لبحرية الولايات المتحدة الأمريكية .

ويحسن أن تعمل هذه الدراسة فى نفس الوقت الذى تجرى فيه دراسة الأمواج حتى يمكن استنتاج العلاقة بين الأرصاد المأخوذة للأمواج وأرصاد الرياح .

الامطار :

يجب دراسة الأمطار وتأثير شدتها على الموقع . حتى يمكن أخذ الحيطة لذلك أثناء تصميم منشئات الميناء . ولو أن الأمطار فى حد ذاتها لها تأثير ثانوى على الميناء . لكن المقصود هنا هو شدة العواصف التى تهب مع الأمطار حتى يمكن تصميم المنشئات على أقصى الضغوط التى تحدث . وهناك أجهزة قياس دقيقة لقياس الأمطار وشدتها والعواصف التى تصحبها تستعملها الآن مصلحة الأرصاد الجوية ، وهى الجهة التى يمكن الاعتماد عليها لجمع مثل هذه المعلومات .

دراسة كثافة المياه :

يجب دراسة كثافة المياه وتركيبها الكيماوى بأخذ عينات من طبقات مختلفة من سطح الماء وذلك فى أوقات مختلفة من السنة خصوصاً فى أثناء تغير المياه وحلول مياه محل مياه أخرى مع التيارات العميقة . ويمكن استعمال جهاز دقيق مثل البكنوسند Pyknosond أو بأخذ عينات بواسطة زجاجة العينات من طبقات مختلفة وقياس كثافة هذه العينات بواسطة إحدى الطرق الدقيقة المتبعة فى ذلك .

قياس حرارة المياه :

تقاس حرارة المياه فى طبقات المياه المختلفة وتسجيل تغير الحرارة من طبقة إلى أخرى وذلك بأخذ عينات للمياه من أعماق مختلفة بواسطة زجاجة خاصة تفتح عند العمق المطلوب أخذ العينة منه .

دراسة الاعشاب والحيوانات البحرية :

يجب أخذ عينات من الأعشاب الموجودة قرب الشاطىء وفى الأعماق وتحليلها لمعرفة تأثيرها على مواد البناء . وأيضاً الحيوانات البحرية مثل المحارات والثاقبات إن وجدت حتى يمكن أخذ الحيطة من كل ذلك أثناء التصميم .

ب ـ الدراسات الايدروليكية :

وتشمل هذه الدراسات جمع المعلومات الخاصة بالتيارات المائية والأمواج المختلفة وتحركات الرمال على الشاطىء وفى الأعماق .

١ ـ التيارات المائية :

ومنها التيارات السطحية والعميقة . ويجب تحديد سرعتها وإتجاهها وشدتها أى قوة ضغطها على مناسيب مختلفة من سطح المياه . ويمكن قياس سرعة المياه على أعماق مختلفة بالنسبة لقطاع ثابت . كما يمكن استعمال جهاز قياس السرعة مثل مقياس OTT « أوت » أو « روبرت Robert radio current metec. » أو أى جهاز آخر يكون به تعيين الاتجاه أيضاً مثل الجهاز البندولى لقياس السرعة . وهو جهاز حديث ويسمى « بلانتا Planeta » ، وهو عبارة عن كرة مدلاة فى المياه ومتصلة بسلك دقيق فى حالة إنحرافه يسجل الاتجاه والسرعة التى تتناسب مع زاوية الانحراف . وكذلك بتحريك الكرة فى إتجاه أفقى يمكن معرفة الوضع الذى يعطى أقصى إنحراف فيكون ذلك هو إتجاه التيار .

ويمكن عمل هذا الجهاز داخلياً . وتجرى الآن تحسينات على هـذا الجهاز حتى يسهل استعماله فى جميع الأحوال وفى كل الأعماق .

ولقياس اتجـاه التيارات العميقة تستعمل المعلومات السطحية والعميقة وترصد تحركاتها من الشاطىء ، وذلك من ثلاث نقط معروفة على خط القاعدة . وبذلك يمكن تحديد اتجاه العوامة أى اتجاه التيار ، وهناك أيضاً جهاز قياس اتجاه تيارات الأعماق المصمم بمعرفة Dr. J. Van Veen بمؤسسة أبحاث الأمواج الهولاندية ، وهو جهاز أوتوماتيكى يوضع بالقرب من العمق وبه إبرة مغناطيسية تتحرك حسب حركة جناح مثبت بها ويتحرك مع حركة التيار .

٢ ـ الامواج :

تعمل دراسة دقيقة لسرعة الأمواج واتجاهها ، وأيضاً ارتفاع الموجة وطولها وترددها وهذه المعلومات من الأهمية بمكان فى تصميم الحواجز ومدخل الميناء . وهناك أجهزة كثيرة منها المعلق ومنها المثبت فى قائم أو فى القاع . ويمكن استعمال أجهزة تسجيل ارتفاع الموجة الأوتوماتيكى .

وهناك بعض الدراسات والمعلومات عن موجة المياه

العميقة عملت على خرائط الادميرالية البحرية البريطانية ، ولكنها دراسات شاملة وليست تحديدية ولا يمكن الاعتماد عليها بل يجب عمل دراسات دقيقة محلية للمنطقة .

ويجب أيضاً تحديد خواص واتجاه موجة المياه العميقة ومدى تأثيرها على الشاطىء ، وطريقة انكسارها ومدى صعودها على ميول الشاطىء "Runup" .

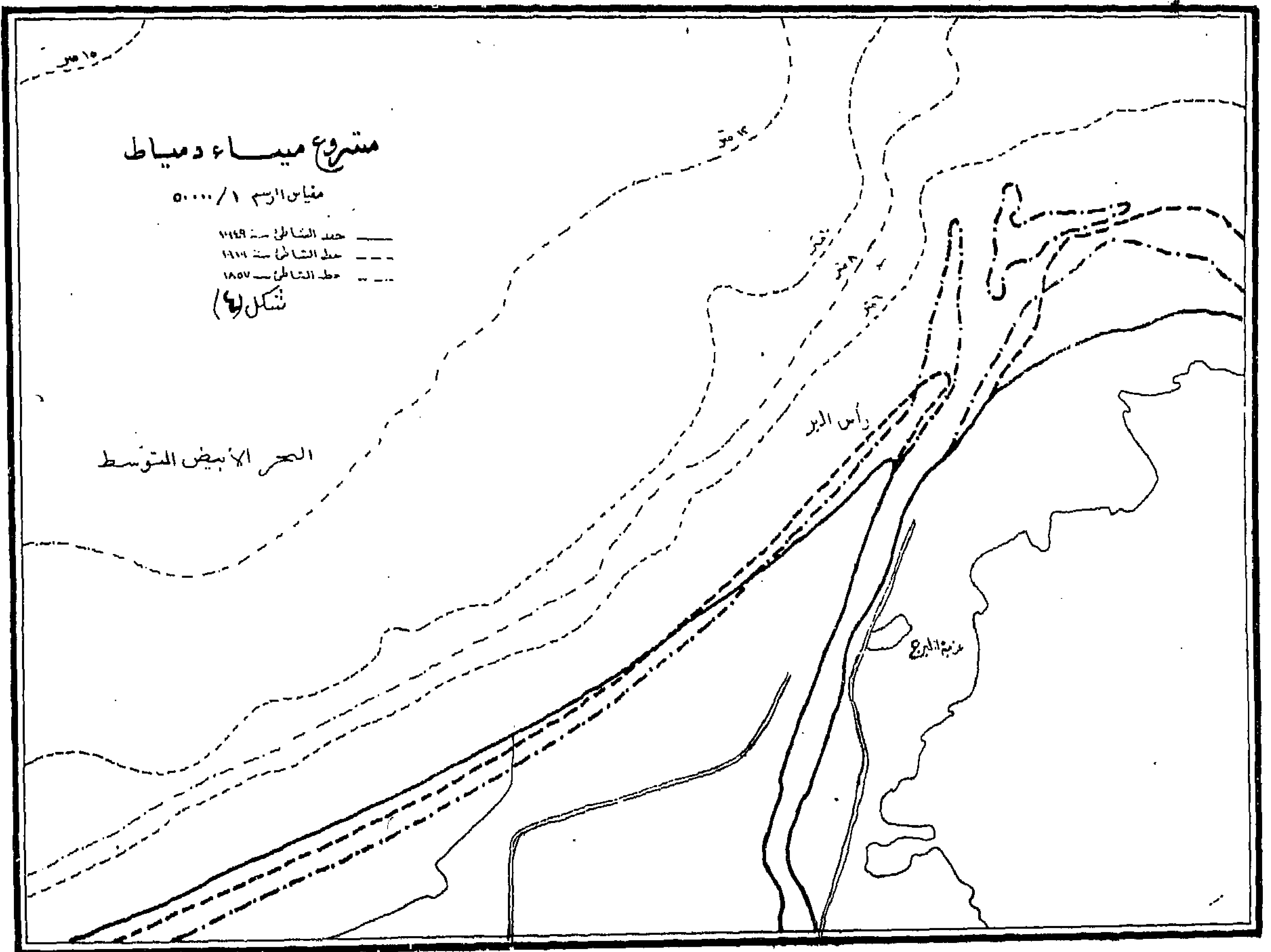
ونظراً لأن تصميم الحواجز يتطلب دراسة وافية لتأثير الأمواج وإلمام تام بحواجز الأمواج فى الموانى المختلفة التى أثرت فيها الأمواج بأنواعها من متذبذبة إلى متنقلة فغاطسة أو مرتدة وهى التى تؤثر على مواد البناء بسحب الضعيف من حبيباتها أثناء الإرتداد . وبمعرفة المعلومات الكافية عن الموجة يمكن تحديد القوى المؤثرة وشدتها حتى يمكن أخذها فى الاعتبار أثناء التصميم وذلك باستعمال مواد تقاوم الطاقة الكامنة فى الموجة أثناء حركتها ارتفاعاً وانخفاضاً . وهذه الطاقة الناتجة من « الصدمة المؤقتة مع ضغط أيدروستاتيكى دائم لمدة قصيرة بعد الصدمة » وتأثيرها على المنشأ كالآتى :

(ا) اهتزاز كل المنشأ مسبباً تخلخل وصلاته جميعا خاصة القريب من سطح المياه ، أى العرض للضغط الفذ للموجة .

(ب) صدمات متتالية على الفجوات والموصلات فى المنشأ مسبباً ضغط داخلى فى كل الاتجاهات .

(ج) تغيير ضغط وتمدد حجم الهواء فى الفجوات والمحتبس فيها ولا يمكن تسربه من هذه الفجوات .

وقد عملت أبحاث وتجارب كثيرة لإيجاد علاقة بين ضغط الموجة وميلها أى $\frac{h}{l} = \frac{\text{الارتفاع}}{\text{الطول}}$ مثل تجارب بانديت ستانفلو ، روفيل ، بترى ، وكالى ، مينمكين ، وآخرين . ومنها يمكن استنتاج هذه الضغوط الفذة التى يتعرض لها المنشأ البحرى .



(شكل رقم ٤)

٣ – دراسة تحرك الرمال :

يجب دراسة انتقال الرمال من نقطة إلى أخرى على الشاطىء وتحديد مناطق النحر ومداها إذ من (الشكل رقم ٤) يبين أن الشاطىء فى تآكله مستمر خلال المائة عام الأخيرة وأيضاً مناطق الرسوب ، وكذلك دراسة كمية المواد العالقة بالمياه والتى تنتقل بالقرب من القاع ، وذلك باستعمال إحدى الطرق الدقيقة التى تستخدم فى مثل هذه الأحوال مثل مصيدة رمال القاع وغيرها من أجهزة أخذ العينات ، أو باستعمال زجاجة دلفت Delft Bottle .

ويمكن عمل دراسة بالنظائر المشعة أو باستعمال « مادة الفلوريسنت » . وهى دراسات تتبع الآن أوروبا وأمريكا لدراسة تحرك الرمال على الشواطىء .

وهناك ثلاثة أنواع من الدراسة على المواد العالقة المتنقلة على أعماق مختلفة ويمكن تقسيمها حسب طبيعة رمال الشواطىء المصرية كالآتى :

ا – رمال ناعمة ومتوسطة :

حتى ١ر٠ مم يجب دراسة تحركات هذا النوع وذلك حتى يمكن استنتاج قوة التيارات العميقة الناقلة له ، وطريقة تفادى ذلك وحماية الشاطىء عند الأماكن المعرضة لمثل هذا التآكل .

وتؤخذ العينات بإحدى الطرق الدقيقة المستعملة فى مثل هذه الحالات . وقد استعملت فى هولانده (أجهزة قياس رمال القاع) ويمكن استعمالها فى دراساتنا هذه ، أو عمل مصايد للرمال مثل صناديق بالحواجز وخلافه . ويمكن حجز الرمال المتنقلة مع طبقات المياه القريبة من القاع وإخراج هذه العينات أولاً بأول ورصدها .

ب – رمال ناعمة جدا أقل من ٠١ر٠ مم :

وقد استعملت فى هولانده أجهزة تسمى Bed-Load Sampler Sphina وهى عبارة عن جهاز يوضع فتحته على اتجاه القاع وبداخله أنبوبة حلزونية تقود إلى صندوق العينة المتسع . والضغط داخلها أقل من الضغط عند القاع ، فتندفع المياه داخلها حتى صندوق العينة المتسع . عند ذلك تقل سرعة دخول السائل فترسب الرمال الناعمة داخله ، وتخرج المياه من الخلف بدون الرمال الناعمة العالقة ، وقد تخرج بعض الرمال الناعمة جداً مع المياه من الخلف ولكن يمكن معايرتها ومعرفة قيمة هذه الفواقد . وقد صمم هذا الجهاز بمعرفة معمل الأبحاث الأيدروليكية الهولاندية .

جـ – الطين والطفل الناعم :

وفى الغالب تكون هـذه المواد عالقة فى المياه ولقياسها تؤخذ عينات من المياه على أعماق مختلفة بإحدى الطرق الدقيقة مثل (زجاجة دلفت) التى تدلى إلى العمق المراد أخذ العينة منه ثم تفتح فتندفع المياه داخله بالمواد العالقة .

ويمكن معايرة الجهاز قبل استعماله للتحقق من أى خطأ فى القياس . بعد ذلك تحدد كمية المواد العالقة بالنسبة للوقت الذى لزم لأخذ العينة وبالنسبة لمنسوب الجهاز من القاع ، ويمكن استعمال « زجاجة دلفت » لأخذ العينات من تيارات سرعتها من ٥٠ر٠ متراً إلى ٠ر٢ متر/الثانية .

وهناك طريقة أخرى لأخذ العينة وهى عبارة عن ماسورة بطول ٤٥سم وبقطر ١٠سم لها محبسان فى طرفيها . وتسمى هذه الماسورة (بمصيدة الطفل) تدلى رأسها إلى العمق المراد أخذ العينة منه وتفتح المحابس فتدخل المياه ثم تقفل المحابس أوتوماتيكياً وترفع لأخذ العينة ويمكن تحديد العمق بواسطة السلك المدلى منه الأنبوبة .

جـ – دراسة طبيعة الشاطىء :

١ – الاعماق :

تعمل جسات على الشاطىء على مسافات متقاربة كل ١٠٠ متر على الأقل ، وعند المنحنيات والتغيرات الظاهرة بخط الشاطىء ، وذلك باستعمال أجهزة التردد الصوتى «ايكوسوندر Ecosounder » أو أى جهاز دقيق آخر حتى يمكن بها تحديد العمق الذى يجب تطهيره فى الميناء أمام موقع الأرصفة وأيضاً تحديد ارتفاع حواجز الأمواج المراد إنشائها ، وقد شاع فى ألمانيا أخيراً جهازاً من هذا النوع اسمه جهاز

الايشولوج Echolog وضع بمعرفة شركة أطلس فيرك ATLAS WERKE AG. BREMEN وهو جهاز دقيق جداً يمكن بواسطته قراءة العمق فى الأجواء المختلفة ويعمل أوتوماتيكيا وتشكل قطاعات دقيقة وسريعة ولأعماق تبدأ من ٥٠ر٠ ورا إلى ٣٠ متر أو أكثر أنظر شكل (٥) .

ويتكون الجهاز من الآتى :

١ — محطة الاستقبال وهى موجودة على الشاطىء ويوضع الهوائى الخاص بها فى نقطة ثابتة (ماسورة مثبتة فى بلوك خرسانى) على امتداد القطاع ويمكن قياس المسافة بينها وبين سطح الماء .

٢ — محطة الارسال اللاسلكية الموجودة فى قارب الجس وبالعمل بين المحطتين (١) ، (٢) تحدد المسافة الأفقية .

٣ — جهاز قياس الأعماق :

(ا) جهاز إرسال الموجات الصوتية .

(ب) مستقبل الموجات بعد انعكاسها من القاع ويثبت هذا الجهاز أسفل هوائى المحطة (٢) .

٤ — جهاز التجميع والذى يتم عن طريقه رسم القطاع وبه شريط من ورق المربعات يتحرك بسرعة تتفق وسرعة ابتعاد القارب عن محطة الاستقبال (١) ومؤشر يتحرك إلى أسفل أو إلى أعلى وفقاً للأعماق التى يتلقاها جهاز التجميع من الجهاز (٣) وبها يتم رسم القطاع على شريط ورق المربعات .

وطريقة الايشولوج لعمل القطاعات فى المجرى المائى هى أحدث وأسرع الطرق لعمل القطاعات وبها يتم قياس المسافات الأفقية عن طريق موجات لاسلكية والأعماق عن طريق موجات صوتية .

والجهاز المستعمل فى إدارات الملاحة بجمهورية المانيا الاتحادية من إنتاج مصانع أطلس وبه جميع الضمانات الفنية لتحديد سطح الماء فى القطاع والتأكد من أن جميع أجزائه تعمل بانتظام ويمكن إجمال مواصفات الجهاز فيما يلى :

١ — القوة الكهربائية : ٥٠٠ وات — ٢٢٠ فولت — ٥٠ ذبذبة .

٢ — الأعماق : يمكن قياسها إلى مسافة ١٦٠ متراً بدقة ± ١٠ سم حتى مسافة ١٤ متراً ثم ± ١ ٪ لما زاد عن ذلك بمقياس الرسم المطلوب .

٣ — المسافة : يمكن قياسها حتى ٦ ك . م . بدقة ١ ٪ (ومقياس الرسم ١ : ٥٠٠ — ١ : ٥٠٠٠)

وتكون سرعة تحرك القارب فى القطاع

٩ ك .م./ساعة لمقياس ١ : ٥٠٠

١٨ ك.م./ساعة لمقياس ١ : ١٠٠٠

ولجهاز الأيكوسوندر فائدة أخرى علاوة على قياس الأعماق تحت قاع المركب . فجهاز التسجيل به يعطى معلومات واضحة عن مناطق تجمعات الأسماك وأيضاً العوائق والطحالب الغاطسة وكل ماشابه ذلك . ويمكن بواسطة جهاز ايكو معرفة طبيعة القاع أيضاً . فمثلا إذا كان القاع طينى سميك فإن جزء من الموجة يرتد فى حين أن الجزء الآخر من الموجة يستمر حتى القاع الصلب أو الصخرى فترتد الموجة ثانياً . وقد صمم كلفن وهيوز Kelvin & Hughes جهاز «ايكوسوندر» فى منتهى الدقة بخصوص رصد المعلومات المطلوبة تحت الماء .

ولو أن الجهاز يحتاج إلى خبرة كبيرة حتى يسهل استعماله بنجاح .

ولرصد الأعماق يجب ملاحظة الآتى :

أولا : تحديد موقع الجسات بالضبط بالنسبة لخط الشاطىء .

ثانيا : تصحيح العمق بالنسبة لموجة المد والجزر وذلك برصد وقت كل جسة ومقارنتها بوضع الموجة ارتفاع وانخفاض وقد اصطلح فى الأعمال البحرية بمصر أن يكون منسوب الصفر هو أقل جزر حتى يسهل مقارنة الأعماق بالنسبة لهذا المنسوب .

٢ ـ خط الشاطىء :

نظراً لتغير خط الشاطىء المستمر حسب كمية المواد المتآكلة من الشاطىء أو المنقولة إليها يجب عمل مساحة بحرية تحديدية ورصد هذا التغيير بانتظام بالنسبة لثوابت محددة وذلك بتثبيت **خط القاعدة** بواسطة ثوابت حديد فى مكان ثابت ما أمكن ، قريب من الشاطىء . وتؤخذ قراءات منتظمة على فترات متساوية (كل شهر مثلا) ، خصوصاً فى أشهر إشتداد العواصف لأن من الصعب جداً رصد خط الشاطىء وتحديد المواقع الخارجية بالنسبة له إلا إذا كانت جميع النقط على خط القاعدة ظاهرة ويستعان فى قراءة المواقع الخارجية بواسطة التثليث العمودى على الشاطىء مع قراءة الزاوية التى تصنعها النقطة الخارجية مع خط القاعدة (قرب خط الشاطىء) من الطرف الآخر له وذلك باستعمال آلة السكستان أو التيودوليت .

٣ ـ طبيعة طبقات الارض :

تعمل جسات للموقع حتى داخل البحر لعمق ٢٠ متراً على الأقل من قاع البحر أو أكثر ثبت من العينات عدم انتظام العينة أو حتى نصل لطبقات الصخر الصلب والتأكد من سمك هذه الطبقات الصخرية إن وجد . وبمعرفة التكوين الجيولوجى للمنطقة وتحديد الطبقات التى سيجرى تأسيس منشآت الميناء عليها . وكذلك أخذ بعض عينات التربة واجراء بعض الاختبارات اللازمة من ناحية ميكانيكية التربة مثل Tri-axial Test, Voidsrratio, Permi ability etc... "Confined or unconfined, test etc... حتى يمكن جمع المعلومات اللازمة عن الضغوط على طبقات التأسيس المختلفة والمحتاج لها عند التصميم النهائى للميناء ولضمان سلامة المنشآت البحرية من الانزلاق أو الهبوط .

٤ ـ المساحة البحرية :

تعمل مساحة حديثة للموقع المقترح للميناء وذلك باستعمال التصوير الجوى وعمل خرائط مساحية دقيقة للشاطىء مقياس ١ : ٢٥٠٠ حتى يمكن دراسة التخطيط للميناء دراسة دقيقة وأيضاً الدراسات الأيدروليكية والنماذج . وتحدد على هذه الخرائط أيضاً الأعماق واتجاهات التيارات المائية السائدة . ويمكن لمصلحة المساحة « قسم التصوير الجوى » أن تقوم بهذا العمل وتقديم الخرائط المساحية المطلوبة وبها كافة البيانات ويمكن استنتاج الارتفاعات والأعماق من المساحة الجوية وأيضاً بل وطبيعة الشاطىء وأيضاً تحديد خط القاعدة الثابت على الطبيعة والذى سيستعمل لقياس خط الشاطىء والتغيرات التى تطرأ عليه . ويجب أن يكون خط القاعدة فى منطقة مستوية ما أمكن واضحاً بكامل طوله وبطول المنطقة المراد إنشاء الميناء عليها حتى يمكن الرجوع إلى هـذا الخط فى أى وقت . ويكون فى منطقة ثابتة بالنسبة للموقع أى لا يحدث بها أى تغيير . وطول هذا الخط يكون حوالى ١٠٠٠ متراً ثم يعمل له امتداد فى كل من الاتجاهين حسب الحاجة . وسيكون خط القاعدة هو الأساس الذى سيقاس منه كل ماهو مطلوب من موقع الميناء فمثلاً سيستعمل فى تحديد موقع الجسات وكميات الحفر والردم المطلوبة وتخطيط الأرصفة والحواجز . . الخ .

ثانيا ـ أجزاء الميناء ومعداتها واختيار موقع كل منها:

كما ذكرنا سيخصص فى هذا الميناء علاوة على أرصفة الركاب المزودة بمحطة ركاب حديثة بها كل وسائل الراحة والمنافع العامة ، يخصص أيضاً أرصفة لكل الواردات التاليـة :

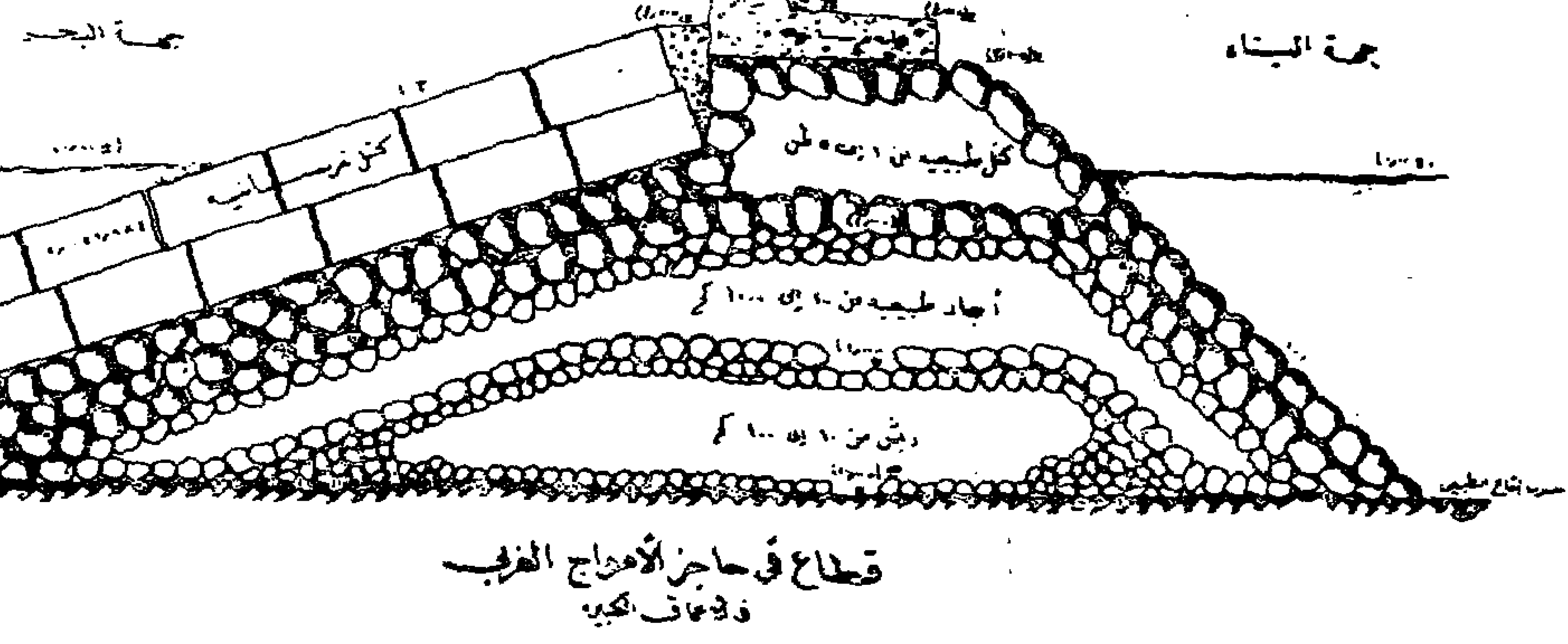
الحبوب ، والأسمدة ، والزيوت ، والجلود ، والدخان ، والأخشاب ، والآلات ، والبترول .

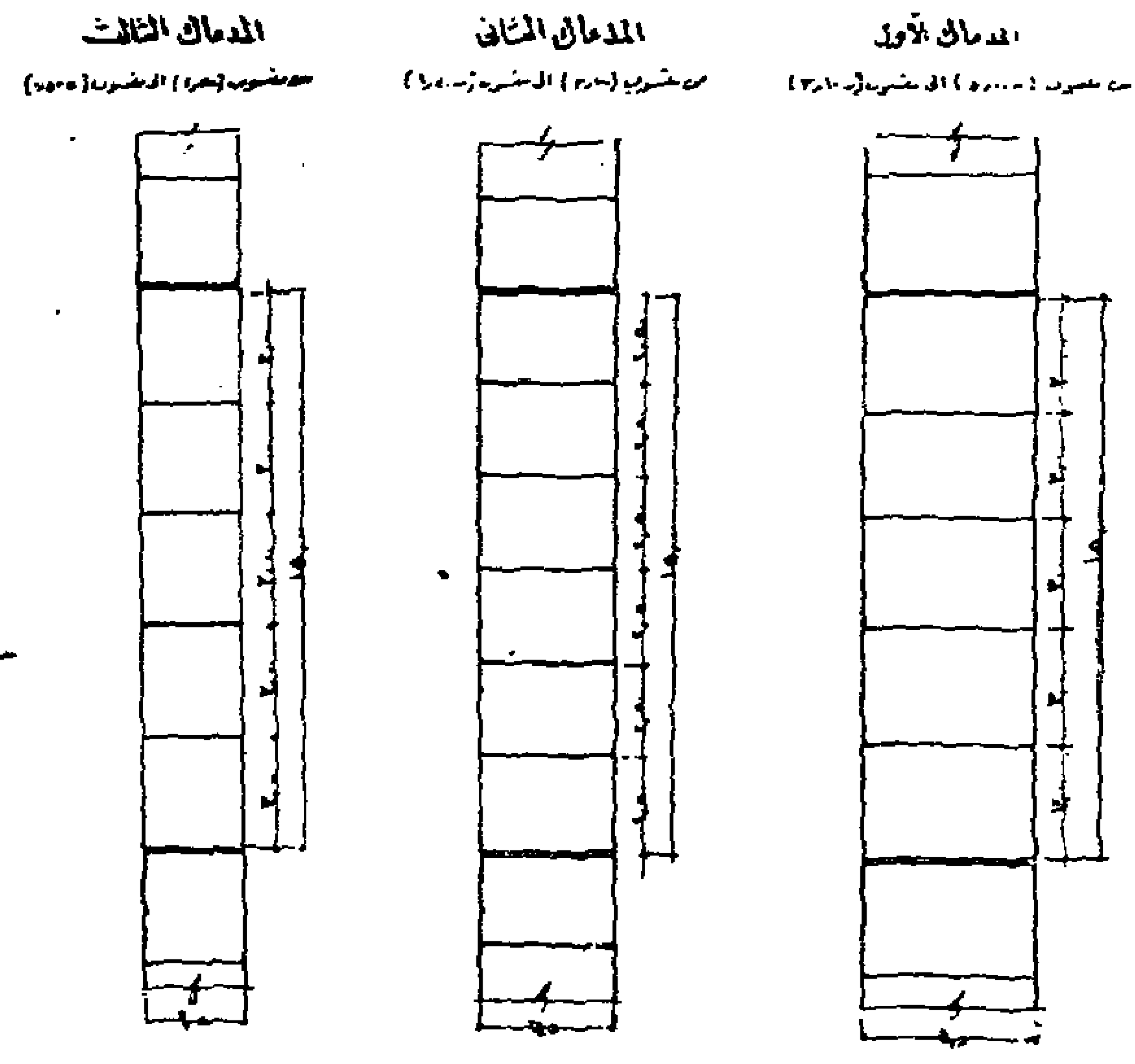
وكذلك أرصفة للصادرات الآتيـة :

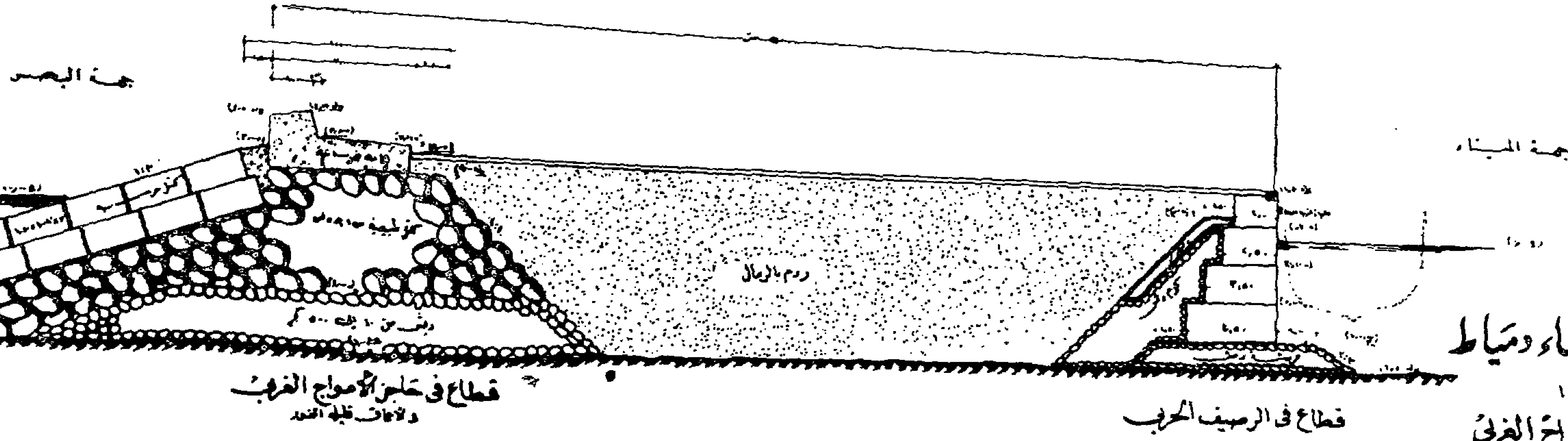
الأرز ، والبصل ، والفوسفات ، والبطاطس ، والغزل والمنسوجات ، والمصنوعات الجلدية ، ومواد البناء ، والموبيليات والفول السودانى ، والمواد البترولية ، وسلع أخرى ، حيث يعمل لها سقفية كبيرة لبضائع الترانسيت Transit Shed وأيضاً ميناء صيد .

ونظراً لأهمية كل بضـاعة وموقع رصيفها بالنسبة للأخرى . سنشرح الآن أنواع الأرصفة المختلفة واحتياجات كل رصيف . واللوحة رقم (٣) موضح بها موقع كل منها .

لوحة رقم ٣







مشروع ميناء دمياط
١٩٦٢
حاجز الأمواج الغربي
مقياس الرسم ١ : ١٠٠
تصميم الدكتور محمود شعراوي

(لوحة رقم ٣)

١ ــ أرصفة الركاب :

نظراً لأن الرياح السائدة هى من الشمال الغربى إلى الجنوب الشرقى فسيخصص الجزء الغربى من الميناء لعمل رصيف الركاب بعمق ١٣ متراً حتى يسمح برسو أكبر مراكب للركاب فى منطقة البحر الأبيض المتوسط . واتجاه الرصيف بانحناء حوالى ٧٠° نحو الشرق حتى يكون فى اتجاه ممر الميناء الداخلى لسهولة دخول المراكب وخروجها بدون صعوبة ويتسع الرصيف لأربع مراكب فى وقت واحد وسيزود هذا الرصيف بمحطة مناسبة للركاب بها كل المنافع من مكاتب الحجر الصحى ومكتب التفتيش البحرى والجمارك وبريد وتلغراف وتليفون وسينما وكافيتيريا ومركز إدارة الميناء ومكتب الحركة والبوليس وخلافه ، وكل الخدمات الممكنة لكل ميناء حر بحيث لاتعتمد إطلاقاً على داخل البلاد .

٢ ــ أرصفة بضائع الترانسيت والسلع الاخرى :

ويجب أن تبنى سقائف مختلفة للأنواع Transit Shed المختلفة من البضائع وأيضاً لبضائع الترانسيت . وعادة تشغل هذه السقيفة كل الرصيف . ويجب أن تزود هذه السقيفة بعربات النقل الميكانيكى داخل السقيفة وبالأوناش المتحركة المختلفة كما هو موضوع بالرسومات . وذلك حتى يمكن رفع الواردات والصادرات بسهولة وسرعة إلى داخل المخازن إذ تقاس شهرة الميناء بسرعة تفريغها للبضائع وشحنها لها وتكديس البضائع بنظام مع حفظها من التلف . وبذلك تشتهر الميناء بحسن إدارتها .

ويجب تزويد كل مخزن بالإستعدادات اللازمة لمكافحة الحريق وأيضاً بالرشاشات الأوتوماتيكية Automatic Sprinklers.

ولو علمنا أن متوسط ما تخسره بريطانيا العظمى من الحرائق سنوياً يعادل ما قيمته ٣٠ مليون جنيه استرلينى وإن ذلك الرقم ارتفع سنة ١٩٥٩ إلى ٤٤ مليون جنيه استرلينى . ومثل ذلك فى البلاد الأخرى وأن من أسباب الحرائق ازدياد الخسائر هو التزاحم فى بناء السقائف بجوار بعضها ، لوجب علينا هنا أن نراعى ذلك فى الميناء الجديد وذلك بأن تكون السقائف بعيدة عن بعضها . ويحسن أن تكون هناك مساحات مكشوفة بين السقائف تستعمل للتشوين المؤقت إذا لزم الأمر أو لتشوين السيارات والآلات الضخمة . وللاحتياط عند الحرائق وللاقلال منها بقدر الإمكان فى الموانى فسوف يتبع الآتى :

(ا) يستعمل فى بناء السقائف المواد المقاومة للحرارة مثل الطوب الأحمر أو الخرسانة المسلحة أو الحديد بحيث يدهن بمادة عازلة . وفى الخرسانة المسلحة يجب ألا يقل غطاء الخرسانة لأسياخ التسليح عن ٤" للأعمدة الأساسية والخارجية ولا يقل عن ٢" للأعمدة الباقية وللكمرات يكون الغطاء ٢" ماعدا السطح العلوى من الكمرة الغير معرض لحرارة الداخل فيكتفى ببوصة واحدة .

(ب) أن تزود السقائف بمواسير مياه تحت ضغط كاف علاوة عن الرشاشات الأوتوماتيكية المثبتة فى السقف .

(جـ) أن تزود كل سقيفة أو مجموعة سقائف متجاورة بمحطة لمقاومة الحريق .

(د) أن تصان باستمرار جميع الوصلات الكهربائية ويكشف عليها دورياً وصيانة التالف منها أولاً بأول .

(هـ) أن تخزن المواد والبضائع بطريقة صحيحة بعيدة عن بعضها ويعزل القابل للاشتعال منها بعيداً مثل الزيوت والجلود وخلافه . وتترك الممرات الكافية بينها .

(و) أن تكون هناك فرق للمطافىء مستعدة ليلاً ونهاراً لمراقبة ذلك .

وعادة فإن سقيفة البضائع العامة Transit Shed تكون بطول الرصيف تقريباً أى بحوالى ٢٠٠ متراً مثلاً . لذلك تقسم إلى ثلاث أو أربع أجزاء بواسطة قواطيع حتى السقف وفى المستودعات والمخازن ذات الدورين أو أكثر يجب أن تبنى حوائط بئر السلم أو المصاعد بمواد عازلة تماماً للحرارة وأن تزود الفتحات الموجودة بها بأبواب مزدوجة ضد الحريق.

وكما قلنا ستزود الميناء بسقائف الترانسيت Transit Shed وهذه السقائف تخصص لكل أنواع السلع الآتية :

(ا) للبضائع التى تنتظر إفراج الجمارك عنها .

(ب) للبضائع التى تنتظر النقل سواء بالسكك الحديدية أو النقل المائى الداخلى أو الطرق .

(جـ) للبضائع التى تنتظر خزنها فى المستودعات والمخازن الخاصة بها حتى ميعاد توزيعها أو شحنها على مراكب أخرى إلى الجهة المصدرة لها .

وعلى العموم فيجب أن تزود الميناء الجديد برصيف المحمولات المتنوعة Ceneral Cargo ويجب أن تكون متسعة إتساعاً كافياً حتى تتسع لـكمية كبيرة من البضائع الخاصة بعدد أربع مراكب حمولة كل منها ١٥،٠٠٠ طن أى ٦٠،٠٠٠ طن وذلك لمدة معينة تحدد بالنسبة لبضائع الترانسيت . وأيضاً الأماكن اللازمة لشحن البضائع لمدد صغيرة (ثلاثة أيام عادة) . وهى المدة الحرة التى يمكن استعمال المخزن فيها للحمولات العامة ولا يحصل عليها جمارك ولاتدفع إلا أجر الانتظار فقط .

ويحسن أن تعمل السقائف فى ميناء دمياط ذات طابق واحد Single Storey Shed وإذا كانت لا تتسع للبضائع المطلوب تشـــوينها تعمل ذات طابقين أو أكثر Deuble or multi storey على أن تحجز الأدوار العليا للصادرات إذ يسهل فى هـذه الحالة نقلها بأوناش المراكب والدور الأرضى للواردات حتى يسهل نقلها لداخل البلاد بالسكة الحديد أو بالسيارات .

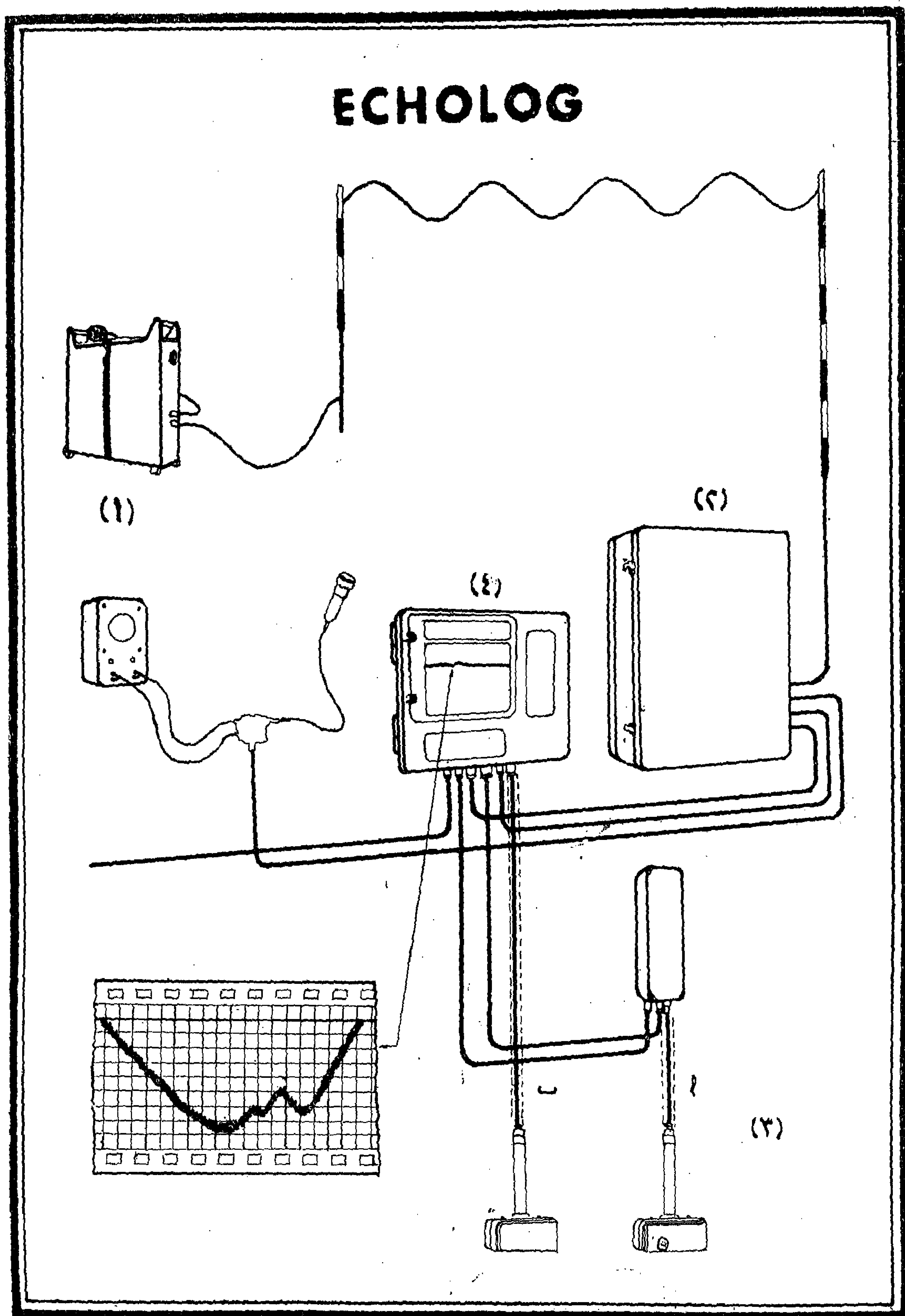
ويمكن تزويد السقائف بعربات خاصة يمكنها الصعود إلى الأدوار العليا بواسطة انحدارات خاصة Ramps ويحسن تزويد الأدوار العليا بيلـكونات عريضة حتى يمكن للأوناش على الأرصفة من رفع البضائع إليها ثم نقلها للداخل بواسطة حاملات ميكانيكية خاصة .

ويجب ملاحظة عدم بناء الأدوار المتكررة فى المخازن والمستودعات إلا إذا كانت التربة تتحمل ذلك وإلا اضطر عمل أساسات عميقة لتتحمل ثقل المبنى .

ولحساب الحجم اللازم لسقيفة الترانسيت تحسب الأحجام التى سوف يشغلها أكبر كمية من البضائع فى وقت واحد . وعلى سبيل المثال :

إذا وردت البضائع الآتية على الميناء فإن كل منها يحتاج للحجوم الآتية :

البضـــاعة	أقصى شحنة بالطن تقريباً	الوحـــدة	الحجم
تفاح بالصندوق	١٠٠٠	٢٤٥ ق. م/الطن	٢٤٥،٠٠٠
لحوم طازجة بالثلاجات	٥٠٠٠	٨٢ « / «	٤٦٠،٠٠٠
لحوم محفوظة فى علب	٢٠٠٠	٥٤ « / «	١٥٨،٠٠٠
جبنـة (علب)	٢٠٠٠	٥٤ « / «	١٠٨،٠٠٠
بطاطس	٥٥٠٠	٥٥ « / «	٣٠٠،٠٠٠
سكر (صندوق)	٥٠٠٠	٢٨ « / «	١٤٠،٠٠٠
صـوف	٢٠٠٠	١٥٠ « / «	٣٠٠،٠٠٠
دقيق (براميل)	٨٠٠٠	٦٤ « / «	٥١٢،٠٠٠
دقيق (أكياس)	٨٠٠٠	٥٠ « / «	٤٠٠،٠٠٠
أسمنت	٥٠٠٠	٣١ « / «	١٥٥،٠٠٠
قطن (بالات)	٥٠٠٠	١٣٠ « / «	٦٥٠،٠٠٠
قطن (مكبوس)	٥٠٠٠	٥٧—٦٢ « / «	٣٠٠،٠٠٠
جلود (بالات)	١٠٠٠	٩٠ « / «	٩٠،٠٠٠
جلود (بوبينات)	١٠٠٠	٢٥٤ « / «	٢٥٤،٠٠٠
أخشاب بأنواعها	٥٠٠٠	٤٠—٦٠ « / «	٣٠٠،٠٠٠
مسامير (صناديق)	١٠٠٠	٢٨ « / «	٢٨،٠٠٠
ورق (لفات)	٢٠٠٠	١٢٠ « / «	٢٤٠،٠٠٠
بضـائع أخرى	١٠٠٠٠	٨٠ « / «	٨٠٠،٠٠٠
		الجمـــــــلة	٥،٥٠٠،٠٠٠



(شكل ٥)

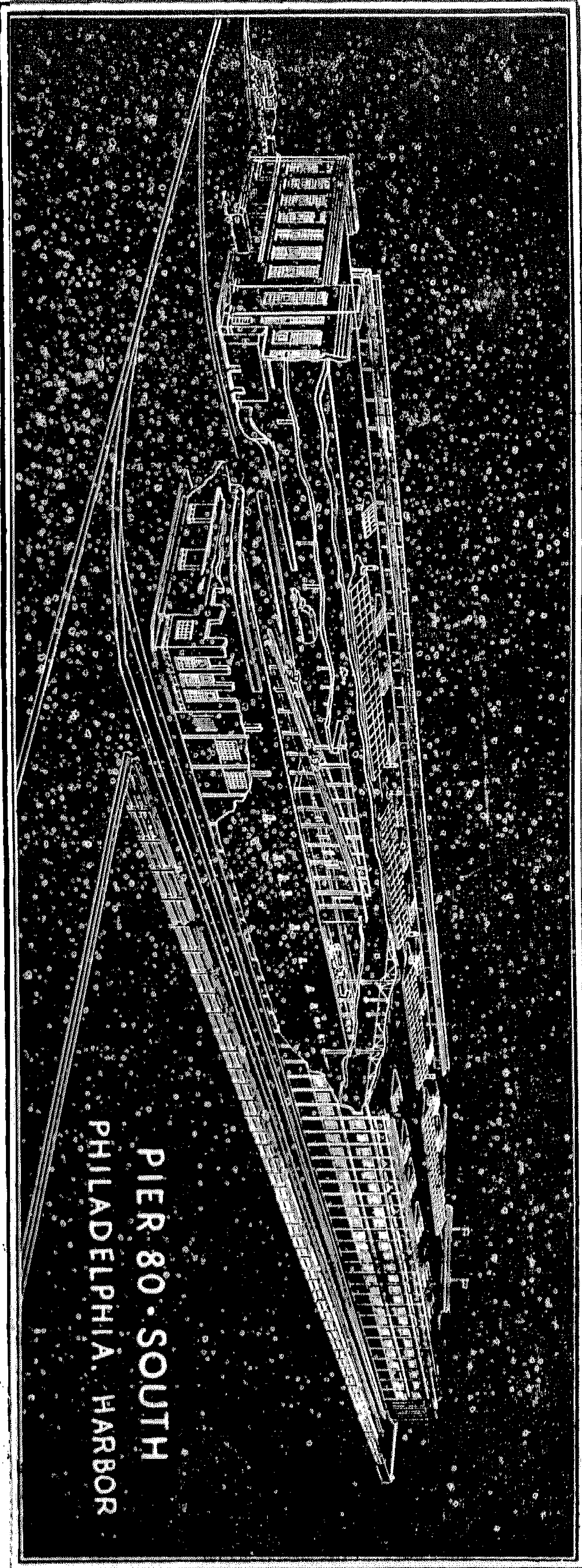
وبذلك ستكون سقيفة بضائع الترانسيت تتسع لبضائع فى حدود ٥ر٥ مليون قدم مكعب وهى سقيفة ضخمة وتبنى بعد ازدهار الميناء ويكثر الإقبال عليها . وقد عمل تخطيط الميناء مكان لهذه السقيفة والتى سوف تتكون من دورين بكامل عرض الرصيف (١٠٠م) وبطول ٣٠٠ متراً وبارتفاع ٦ أمتار لكل دور . وستزود بسلالم ومصاعد ومنحدرات لصعود السيارات للدور العلوى (وشكل رقم ١٥) يبين منظور لمثل هذه السقائف .

ويجب عمل ممرات داخلية فى السقائف وأمام الأبواب لإخراج أو دخول البضائع المختلفة بسهولة . كما تجهز السقيفة بأبواب باتساع لا يقل عن ٤ أمتار وتكون جميع الأبواب فى مواجهة الرصيف تماماً . وأيضاً توجد أبواب من الخلف للشحن للداخل . وقد اصطلح أن يكون الحجم المتوسط للطن بضائع داخل السقيفة هو ٨٠ ق. م/الطن ويكون ارتفاع الأبواب بعلو كاف بحيث يسمح للوريات بالدخول إلى داخل السقيفة .

٣ ـ أرصفة الحبوب والصوامع :

ويجب أن تكون الصوامع مجهزة بكل الوسائل الحديثة للشحن والتفريغ والحفظ مثل الصوامع الحديثة بميناء الاسكندرية . ومجهزة بأجهزة الشفط اللازمة وبالقوة اللازمة لذلك . كذلك يمكن تزويد الأرصفة للنقل بالسيور المتحركة علاوة على مواسير الشفط . وعند تصميم المواسير الشافطة ستلاحظ المقاومات الآتية المؤثرة عليها حساب القوة الصحيحة اللازمة للنقل وهى :

١ ــ تحرك الحبوب ضد وزن الثقل الخاص بها .
٢ ــ عجلة التزايد حتى تصل إلى أقصى سرعة .
٣ ــ عجلة التزايد للهواء الشافط حتى أقصى سرعة له .
٤ ــ الفواقد نظير مرور الهواء حول الحبوب نفسها Eddies around grains أثناء انتقالها داخل



(شكل رقم ١٥)

المواسير . وقوة التماسك Cohision بين الحبوب وقوة الاحتكاك بين الحبوب وبعضها .

٥ — الاحتكاك بين الهواء والحبوب على جوانب المواسير .

٦ — الفواقد عند الفتحة .

٧ — الفواقد عند المنحنيات والأكواع أو أى عائق فى الماسورة .

٨ — تسرب الهواء من الوصلات وخلافه .

٤ — أرصفة الاخشاب :

ويجب أن تكون هذه الأرصفة بعيدة عن المواد المشتعلة وأن تجهز أيضاً بالأوناش اللازمة للشحن والتفريغ كما يكون بها سقائف مكشوفة كافية لصيانة الخشب وكذلك الأوناش اللازمة لنقل الأخشاب إلى داخل المخازن على عربات متنقلة داخل الأرصفة فى أقل وقت ممكن . وكما شرحت فإن شهرة الميناء تكون بالمعدات الحديثة التى تشحن وتفرغ بأمان فى أقل وقت ممكن .

٥ — رصيف الاسمدة :

وهو عبارة عن سقائف أرضية . ويحسن أن تكون الأسمدة معبأة فى أكياس ضد الحرارة وأن تزود السقائف بالرشاشات الأوتوماتيكية كما تزود السقيفة بحنفيات الحريق اللازمة تحت ضغط كاف لمكافحة الحرائق . ويفضل أن تزود السقائف بقواطيع ضد الحرارة تقفل فى الحال حين اندلاع النيران فى ركن من أركان السقيفة لعزل باقى البضائع الموجودة داخلها . وبذلك نحد من الخسائر . كما يجب أن تكون محطة المطافىء قريبة جداً إن لم تكن ملاصقة للسقيفة بحيث تكون عند الموقع فى الحال حين اشتعال الحريق .

٦ — أرصفة البترول :

يقع هذا الحوض فى شرق الميناء ويفصله عن باقى الميناء ميناء الصيد ومأخذ الترعة الملاحية للداخل . وللوصول إليه عن طريق حاجز الأمواج الشرقى الخليطى الحائطى . وعليه طريق باتساع ثمانية أمتار لمرور المواسير عليه وكذلك عربات تانكات البترول إذا لزم . وتمتد المواسير الناقلة للبترول للداخل حتى المستودعات . وكما سيكون بالميناء العدد الكافى من الدلفينات والمراسى Dolphins & Berths .

وهناك مشكلة فى حوض البترول لم تحل للآن يجب أن تعالج بحكمة لأنها فى غاية الخطورة . وهذه المشكلة هى : —

كيفية التخلص من الزيوت التى تتسرب من المراكب والوصلات وتطفو فوق سطح الماء :

فكلما زادت كمية البترول والزيوت الخام التى تفرغ أو تملأ من المرفأ أو الميناء كلما زاد احتمال تسرب الزيت من الوصلات وانتشاره على سطح المـاء فى الحوض جميعه .

ولو أن التعليمات التى تصدرها إدارات الميناء بمراعاة عدم تسرب أى زيوت على سطح المـاء إلا أنه يحدث فعلاً رغم التشديدات الصريحة وتحميل المسئولية والخسائر على أصحاب سفن البترول . وقد أصبحت هذه المشكلة مصدر تعب للميناء . ويجب عند إنشاء ميناء دمياط وتصميم حوض البترول مراعاة ذلك . أو تقليل ما أمكن المساحة التى تنتشر فيها الزيوت والمواد المشتعلة الأخرى . وبذلك يمكن إزالة الزيوت العائمة التى يمكن حصرها فى مساحات صغيرة بإحدى الطرق الآتية :

كما نعلم فإن حوض البترول سوف يمكن حصره بواسطة عوامات متقاربة يمكن بها إغلاق مدخل الحوض فى حالة حدوث حريق . وفى هذه الحالة أصبحت مشكلة الزيوت العائمة يمكن حصرها بواسطة الأخشاب العائمة أو بواسطة عوامات خاصة طويلة تدفع أمامها الزيت الطافى على سطح الماء ومعروفة باسم Floating Timber or Booms وفى أغلب الأحيان تتجمع بقع الزيوت حول السفينة نفسها بقوة الجذب السطحى Surface tension مع جوانب السفينة أو حاملة البترول والمبلل دائماً أو مدهون بالزيت . وقد استعملت فى أمريكا خراطيم مملوءة بالفلين وملفوف حولها مادة خاصة

من نسيج الأسبستس . وهذه الخراطيم تعمل مجموعات وتجر حول السفينة أثناء شحنها أو تفريغها للزيت .

وفى السويد استعملت طريقة مستحدثة وهى تستعمل أيضاً فى حالة اشتعال الزيت على سطح الماء واسمها طريقة العوامات الثابتة Still Booms . وهى عبارة عن خراطيم من نسيج البلاستيك الزجاجى Plastic neoprene impreguated Nylon Glass fibre hoses وتجمع فى وحدات بطول ١٠٠ متراً وبقطر ١٥ سم . وتحمل بأثقال لتبقى ثابتة فوق سطح الماء (عائمة) وهذه الوحدات من البراطيم تكون ملفوفة فى أكياس يمكن فردها بواسطة بحار واحد يجرها بمركب صغير ذات موتور . وعند استخدام الوحدات يمرر داخل الخراطيم رغاوى الرصاص foam led ومن جهاز إنتاجه . وذلك بوصل الخراطيم العائمة بهذا الجهاز بواسطة خرطوم عادى والرغاوى التى تخرج من الخراطيم العائمة تحفظ الزيوت العائمة على سطح الماء فى مساحة محدودة من سطح الماء بعيداً عن عمليات الشحن والتفريغ .

وبتحديد المساحة التى يطفو عليها الزيت مازالت مشكلة إنتشاله وإزالته موجودة . وقد استعملت طرق كثيرة لسحب الزيت من على وجه الماء منها :

أولا — استعمال الكيماويات :

تستعمل أنواع خاصة من المواد الكيماوية ترش على سطح الماء فتتفاعل كيماويا مع الزيوت وتجعلها أثقل وزناً من الماء فتغطس بالزيوت حتى القاع ولكن هذه الطريقة تتكلف كثيراً ولا تستعمل إلا فى الحالات الحرجة (الحرائق) وهناك أيضاً مواد مخصوصة مسجلة Products Patent تستعمل فى نفس الغرض . وأساس هذه المواد هو رمل ناعم جداً مدرج الحبيبات يغمر فى تراب الكربون ثم يحمص جيداً بالحرارة . وترش هذه الحبيبات برشاش ميكانيكى خاص معلق فى مقدمة السفينة على سطح الماء المغطى بالزيت الطافى ، فعند ملامسة هذه المادة للزيوت العائمة تكون كور من البيتومين أثقل من الماء لوجود الرمل بها فترسب فى الحال . ولا ينفصل الزيت بعد ذلك أبداً حتى يطفو ثانياً .

وعيوب هذه الطريقة أن هذه المواد الغاطسة تقتل صغار الأسماك والأحياء المائية الأخرى مما يسبب نقص الأسماك فى هذه المنطقة التى تستعمل فيها هذه الكيماويات الضارة بالأحياء المائية .

ثانيا — سحب الزيت ميكانيكيا :

وذلك باستعمال وحدات عائمة تثبت فى مركب بها خزان تحت ضغط واطى لشفط الزيت العائم وجمعه فى هذه الخزانات وأدوات الشفط عبارة عن فتحات من نوع ذيل السمك Fish Tail وتعلق فى الأمام وتخفض حتى سطح الماء ومتصلة بخرطوم سهل الحركة معها لتتجه فى جميع الاتجاهات مع الفتحة .

ثالثا — الخزان العائم :

وقد استعملت هذه الطريقة بنجاح فى الموانى البريطانية وعملت عليها اختبارات لإثبات صلاحيتها بواسطة معاهد الأبحاث والجهات المسئولة وثبت نجاحها . وهذه الطريقة عبارة عن برطومين عائمين يبعدان عن بعضهما حوالى ١٠ أقدام وبينهما خزان عائم لاستعمال الزيت العائم وحول هذا الخزان هدارات أوتوماتيكية تضبط باليد فينساب من فوق عقبها الزيت العائم داخل الخزان المجهز بطلمبة تطرد أولاً بأول الزيت المتجمع والمختلط بالمياه بواسطة مواسير ومحابس إلى مجمعات خارج الحوض فى حوض آخر لفصل الزيوت عن الماء والإستفادة منها . وتوجد فتحات فى أسفل الخزان لتسرب المياه التى تتجمع فى أسفل الخزان ، وفى نفس الوقت تسحب الطلمبة الزيت العائم من أعلى والمحتوى على قليل جداً من المياه .

رابعا — الاسطوانات العائمة :

قامت شركة مسرميكان البريطانية Messrs. Mechans Ltd. Glasgou باختراع جهاز مسجل عبارة عن اسطوانة عائمة مفتوحة من أسفل ومتصل بها من الداخل كباس مثبت

بماسورة عبارة عن ماسورة الشفط ويتحرك هذا الجهاز بحيث يكون غاطس بوصة واحدة فقط وتشفط الزيت ويطرد داخل ماسورة الشفط إلى الخارج .

٧ ــ ميناء الصيد :

سينشأ بالميناء الجديد ميناء للصيد مجهز بكل المعدات اللازمة من ثلاجات إلى مصنع لتجفيف وتجميد المنتجات السمكية . ويلحق به ورشة صغيرة للاصلاح وسيتسع هذا الميناء لعدد كبير من مراكب الصيد الحديثة تكفى باحتياجات المنطقة للصيد . وسيكون بها صالة لعرض الأسماك ومكان آخر للتبادل التجارى وممرات متسعة للشحن الداخلى السريع وكل المعدات الحديثة اللازمة . كما سيخصص به مبنى للادارة والإرشاد مجهز بهيئة خاصة بمعدات حديثة لإكتشاف تجمعات الأسماك وإرشاد الصيادين لأحدث الطرق حتى توجه أساطيل الصيد إلى أحدث الطرق وأربحها إنتاجاً .

ثالثاً ــ القناة الملاحية اللازمة للنقل المائى الداخلى :

لما كان النقل المائى الداخلى أرخص أنواع النقل ، لذا يجب وصل الميناء بداخل البلاد بممر مائى . ولذلك ستعمل وصلة بين الميناء إلى النيل عند قرية السنانية شمال دمياط حيث ستنشأ أيضاً ميناء داخلى لتفريغ وفرز البضائع الداخلية ولاستقبال البضائع الواردة لتوزيعها داخلياً على المصانع المنتشرة بمحافظة دمياط والمحافظات التى حولها . وستكون هذه القناة بطول لا يزيد عن ٤ كيلو متراً وتنتهى بهويس قرب اتصالها بالنيل .

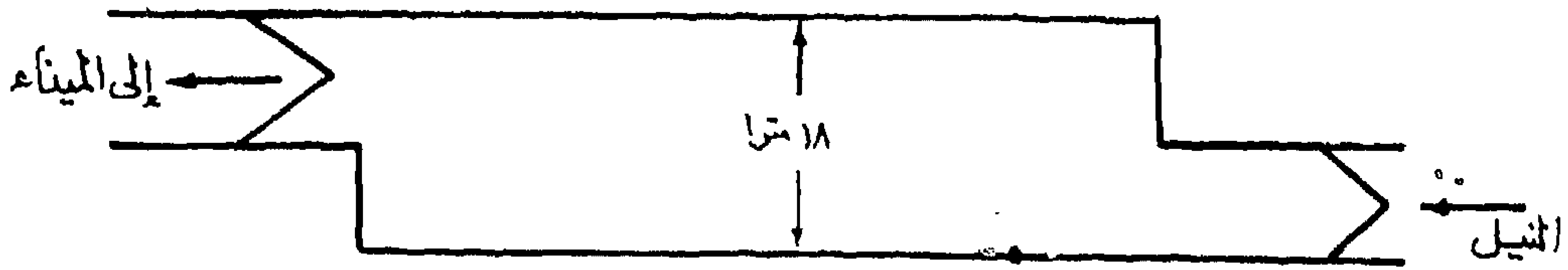
وقد صممت هذه القناة لإستيعاب أكبر أنواع المراكب فى النقل المائى الداخلى وذلك خلال الخمسون سنة القادمة . ولو أن الوحدات المستعملة الآن لا تزيد حمولتها عن ٣٠٠ طن وبطول لا يزيد عن ٤٠ متراً وعرض ٧٫٥ متراً وغاطس لا يزيد عن ١٫٢٥ متراً ، فتم الاتجاه الآن لكبر هذه الوحدات وزيادة حمولتها حتى تقل تكاليف النقل أكثر من ذلك كما تساير التطور الزراعى والصناعى فى البلاد . وبذلك صممت القناة الملاحية بين الميناء والنيل حتى تتسع صفين من المراكب للذهاب والإياب بحمولة ١٠٠٠ طن وبطول ٦٧٫٠٠ متراً وعرض ٨٫٢٠ متراً وبغاطس أقصاه ٢٫٥٠ متراً وهى المراكب الشائع استعمالها فى جميع بلاد العالم . وهو الاتجاه المقترح لتطور الملاحة الداخلية فى مصر .

وبحساب قطاع القناة وجد أن عرض قاعها يكون ٣٥ متراً وعمقها ٣٫٢٠ متراً وميول جانبية ٢ : ١ حتى المسطاح وستصان جوانب هذه الترعة بالتدبيش اللازمة وبذلك يتحمل هذا القطاع خطين من السفن مساحة قطاعها المغمور = ١٣٧ × ٢ = ١٢٧٤ م٢ . ولما كانت مساحة القطاع المائى للقناة = ١٣٢٠ م٢ ، لذلك فإن النسبة بين قطاع السفن المغمور إلى القطاع المائى = ٤٫٨٥ وهى نسبة صحيحة حتى تقل المقاومة لهذه السفن أثناء عبورها القناة ويمكنها أن تعبر القناة بسرعة لا تقل عن ٨ كيلو متراً/الساعة أى أن المراكب الداخلية تستغرق نصف ساعة فقط للوصول من الميناء إلى الميناء الداخلى شمال دمياط .

وكما قلت فسيتزود القناة بهويس بين النيل والقناة وسيكون هذا الهويس بطول ٧٠ متراً وبعرض متوسط ١٨ متراً ويتسع لمركبين فى وقت واحد ، أو أربع سفن صغيرة حمولة ٣٠٠ طن . وستكون بواباته عند مدخله ومخرجه بعرض ١٠ متر فقط ولكن الاتساع سيكون فى حوض الهويس فقط . وذلك للتوفير فى بوابات الهويس التى ستكون من النوع الارتكازى Miter Gates .

كما سيزود الهويس بفتحات للملأ والتفريغ فى البوابات نفسها وسيزود أيضاً بدوارات ميكانيكية Capistans لسحب المراكب وإدخالها فى الهويس والمناورة داخل الهويس نفسه وبذلك يقل وقت عبور المراكب إلى عشر الوقت العادى الآن .

وقد صمم قطاع الترعة ضد التسرب ووقاية جسوره ضد الرشح وذلك بتبطين الجوانب خصوصاً فى طبقات الأرض المسامية وهى أغلب نوع أرض ذلك الموقع (طينية رملية)



(شكل رقم ٦)

وأيضاً بتكسية جوانب الترعة سيصان ضد تيارات المراكب المارة بها .

وأيضاً حسب الهبوط أثناء السير Squat نجد أنه لا يزيد عن ٢٥ سم لسرعة أقصاها ٨ كيلو متر/الساعة .

وأثناء سير المراكب فى الترعة يتولد تيار عكسى يتناسب طردياً مع سرعة المركب والنسبة بين قطاع السفينة المغمور للقطاع المائى . وقد أخذ فى الاعتبار عند تصميم هذا القطاع أن لا يسبب التيار العكسى أى نحر فى القاع أو الجوانب .

وحسب عمق المياه اللازم شاملاً غاطس السفينة والهبوط أثناء السير والعمق اللازم لوقاية القاع من فعل مراوح السفن والتى لا يقل بحال من الأحوال عن ٠٫٥٠ م فوجد أن جملة العمق = الغاطس + الفراغ بين قاع المركب وقاع الترعة . = Draft + Under Keel Clearance ثلاثة أمتار وعشرون سم .

أما عرض القاع فهو حوالى ٥ ممرات عرض أكبر مركب تمر فى القناة . وكذلك الميول الجانبية فقد أخذت ٢ : ١ رغم تغطية الأجزاء الضعيفة منها بالدبش لحمايتها من الانزلاق .

وبخصوص منحنى اتصال القناة بالنيل فسوف تكون زاويته لا تزيد عن ٣٠° . وسيزاد عرض القاع إلى الضعف وسيكون نصف القطر لا يقل عن ١٠٠٠٠ متراً .

أما بخصوص الميناء الداخلى على النيل فستبنى بحوضين لتتسع لثمانى مراكب فى وقت واحد وستزود بونش متحرك حمولة ١٥ طن وأيضاً سيوصل إليها خط سكة حديد . وسيكون عمق الأرصفة أمامها حوالى ٣٫٥ متراً وستزود أيضاً بسقائف ومخازن مكشوفة للتشوين الداخلى بما يلزم للمحافظة من مواد أو لتجميع ما تقرر تصديره . وبذلك يخف الضغط على الميناء الأصلى الخارجى . ويمكن أن تكون هناك فى الميناء الداخلى على النيل خدمة داخلية مباشرة للمصانع وجميع المنطقة .

كما سيعبر القناة عن الطريق الرئيسى بين دمياط ورأس البر كوبرى علوى ثابت بعرض ٢٢ متراً وبعلو ١٠ أمتار عن سطح الماء .

رابعا — طرق المواصلات والسكك الحديدية اللازمة :

تعتمد شهرة الميناء العالمية على مدى صلاحية واستعداد وسهولة واتساع الطرق ووسائل النقل المختلفة به . وكلما زادت هذه الوسائل وتنوعت كلما ازدهرت الميناء ، وأقبلت عليه التجارة وزادت حركة التعامل بينه وبين بلدان العالم . فيزيد دخله وبالتالى يزدهر ويتسع .

وقد سمعنا فى السنين الأخيرة كثيراً عن تكدس البضائع بالموانى المصرية وصعوبة نقلها للداخل مما أغلق كثيراً من منافذ الميناء وسد الطرق الداخلية . لذلك عند تصميم ميناء دمياط الجديد . أخذ فى الاعتبار الطرق الداخلية واتصالها بالطريق العام إلى دمياط . واتساع هذا الطريق حتى يكون من الدرجة الأولى بعرض ٢٤ متراً بين دمياط والميناء على الأقل . وعلاوة على ذلك سيمتد الخط الحديدى الرئيسى

لمدينة دمياط إلى الميناء الجديد وستعمل له محطة فرز داخل الميناء .

الطرق البرية :

لما كان النقل بالسكة الحديد مازال بطيئاً ، ونظراً للتطور الملموس فى تقدم النقل البرى السريع . رؤى تزويد الميناء بالطرق الحديثة اللازمة التى تتحمل أقصى حركة ممكنة وقد اتبع عند تخطيط هذه الطرق داخل الميناء القواعد الرئيسية العامة الآتية :

(ا) أن يكون هناك طرق فرعية بين الطرق الرئيسية حتى تتفادى دوران اللوريات على الطرق الرئيسية وتعطيلها بالتالى للحركة .

(ب) عند تخطيط السكك الحديدية ستقلل بقدر الإمكان التقاطعات مع الطرق الرئيسية . وقد صممت لذلك مدخلين الشرقى للطرق الرئيسية والغربى للسكك الحديدية حيث توجد محطة الفرز .

(ج) كذلك تقاطعات الطرق الرئيسية نفسها مع بعضها ستقل بقدر الإمكان وستكون هناك طرق مخترقة كثيرة Through Roads وستنشأ محطات الانتظار على جانبى الطريق بعيداً عن الطريق الرئيسى بحيث لا تعترض إطلاقاً الحركة فيه . وسيكون هناك أماكن متسعة ومواقف Rarking Areas تبقى فيها اللوريات إنتظاراً للشحن أو التفريغ بل ستكون هناك محطة لخدمة هذه السيارات مزودة بمحطات البنزين والتشحيم وخلافه وأيضاً بها مطعم وكافتيريا لتقديم الطعام والمشروبات أيضاً .

(د) مداخل ومخارج الميناء ستكون بالإتساع الكافى بحيث تنفذ العربات منها بسهولة .

(ه) تزود المداخل ومحطات الخدمة ومواقف السيارات بالتليفونات المباشرة حتى تكون على اتصال دائم ببعضها خصوصاً فى وقت ازدياد الحركة فى الميناء وفى الساعات الحرجة حتى يكون ضبط الحركة داخل الميناء من أدق ما يمكن .

(و) توضح جميع العلامات الخاصة بالطرق لترشد عن التقاطعات أو المنحنيات أو مواقف الانتظار . وترشد أيضاً إلى أقصى سرعة داخل الميناء وخلافه .

(ز) سوف يعمل ميدان متسع للدوران خصوصاً فى نهاية الميناء من الغرب حيث يصعب عمل طرق فرعية للدوران.

(ح) كما ستعمل خرائط واضحة للميناء مبيناً عليها جميع الطرق والممرات السريعة والبطيئة الداخلية وأرقام السقائف والأرصفة ودائرة الدوران وأقصر الطرق وأسهلها للوصول إلى كل جزء من الميناء .. الخ . وتوضع هذه الخرائط للارشاد عند المداخل والمخارج للميناء وفى المواقف وفى مبانى الاستراحات والادارة وخلافه .

(ط) عرض الطرق سوف لا يقل عن ١١ قدماً أو ٤ أمتار بحال من الأحوال . وإذا عملت طرق ذات اتجاه واحد يبين ذلك بواسطة علامات إرشاد . كما يزاد العرض عند المنحنيات بمقدار الربع أو الثلث للعرض . فمثلاً طريق عرضه ٨ أمتار (اتجاهين) يزاد عند المنحنيات إلى ١١ متراً وأن يكون نصف قطر المنحنيات لا يقل عن ٣٠٠ متراً أو ١٥٠ متراً فى الأماكن الضيقة . وأن تكون التقاطعات متسعة اتساعاً كافياً حتى تدخل العربات إلى الطريق الرئيسى على نفس الخط الذى تسير عليه ولا تلجأ إلى الانحراف على خط آخر .

وستصمم الشوارع عند إنشائها بحيث تتحمل بأمان أقصى الأحمال المنظورة للميناء حسب مواصفات الطرق . وستكون طرق خرسانية أو أسفلتية . وتحدد الطرق فى طرفيها بواسطة بردورة خارجية صلبة بسمك أكبر من سمك الطرق نفسها حتى تمنع انزلاق أو انفصال طرفى الطريق تحت الأحمال الكبيرة .

السكك الحديدية :

وقد روعى فى تصميم الميناء الجديد بدمياط وصلة بالسكك الحديدية وأيضاً وصل الخط الرئيسى بالشبكة الداخلية للخطوط

حتى تصل إلى خطوط الأرصفة الأمامية والخلفية . وسيكون هناك حوش لفرز القطارات وآخر لتصنيف العربات حسب حاجة الميناء . كما ستخصص خطوط للقطارات الواردة للميناء وأخرى للقطارات الشاحنة منها للداخل بحيث تتسع الخطوط التى أمام الأرصفة على الأقل حمولة البضائع التى ستنقل على هذه الأرصفة من السكة الحديد إلى المراكب أو السقائف أو العكس . لهذا فإن الخط الرئيسى يتفرع إلى حوش للفرز ثم إلى خطوط للتصنيف وخطوط الانتظار أو العكس . وتتفرع الخطوط على أرصفة وإلى خط أو اثنين على واجهة الرصيف من الأمام والباقى خلف السقائف علاوة على الخط الطوالى خط السقيفة . وكما هو موضح باللوحة رقم (٢) .

وحوش الانتظار سيكون متسعاً اتساعاً كافياً لعربات البضاعة الفارغة من مختلف الحمولات والأشكال حسب الحاجة استعداداً لتلقى البضائع أو يكون به عربات مملوءة استعداداً لتفريغها للتصدير فى السفن مباشرة بعد سحبها إلى الرصيف الخاص بها .

وعند تصميم مواقع أحواش الفرز والتصنيف والانتظار والتغيير روعى فى ذلك أن يكون حوش الفرز عند مدخل الميناء مباشرة من خط السكة الحديد الرئيسى ومنه إلى حوش التصنيف والانتظار ومنه أيضاً إلى المراسى المختلفة . وعمل أيضاً خطوط تحويل بين الخطوط الأمامية على الواجهة والخطوط التى تقع خلف السقائف حتى يمكن نقل أى عربة للخط الخلفى فى حالة الضرورة إلى الأمامى وبالعكس . وعلى العموم فسيراعى أن تكون خطوط السكة الحديد التى على الوجهة مباشرة متصلة بمنحنيات اتصال كثيرة مع الخطوط الرئيسية خلف السقائف وذلك على طول واجهة الميناء .

وتسحب العربات فى أحواش الفرز والتصنيف بواسطة جرارات أو كابستان تدار بالكهرباء أو قاطرة محلية أو ونش وقد تستعمل الميول لهذا الغرض لكنها بطلت الآن فى الموانى الحديثة لاعتراضها طرق الميناء ولذلك لن تتبع هذه الطريقة فى الميناء الجديد . وباستعمال أنواع مختلفة من وسائل السحب فإن فى حالات كثيرة يخدم ناحية أخرى فى الشحن والتفريغ مما يوفر كثيراً فى تكاليف أشغال الخطوط أو النقل للسفن وبالعكس .

أما لتفريغ البضائع الكمية Bulk Material مثل الفحم والأسمدة والكيماويات والفوسفات والمواد الخام فإن الأرصفة ستجهز بأوناش علوية خاصة تعبر خطوط السكة الحديد ثم تنزلق بعد ذلك إلى المركب وبذلك يمكنها التفريغ بسهولة من المركب إلى عربات السكة الحديد أو إلى المكان المكشوف المحدد الجوانب والمعد لتشوين هذه المواد فيه .

ويجب أن تكون قضبان السكك الحديدية من النوع المستوى مع سطح الأرض حتى لا تعترض سير العربات أو الجرارات التى تعبرها .

خامسا — علاقة الميناء بمصيف راس البر ووقاية الشاطىء من النحر المنتظر :

يعتبر مصيف رأس البر من الوجهة الاقتصادية والسياحية ثانى مصيف للجمهورية العربية المتحدة ومصدر انتعاش تجارى واقتصادى لمحافظة دمياط . لذلك وجب الاعتناء بهذا المصيف وصيانة شاطئه ووقايته وقاية كافية من التغيرات التى تحدث نتيجة لعوامل كثيرة أهمها ما يأتى :

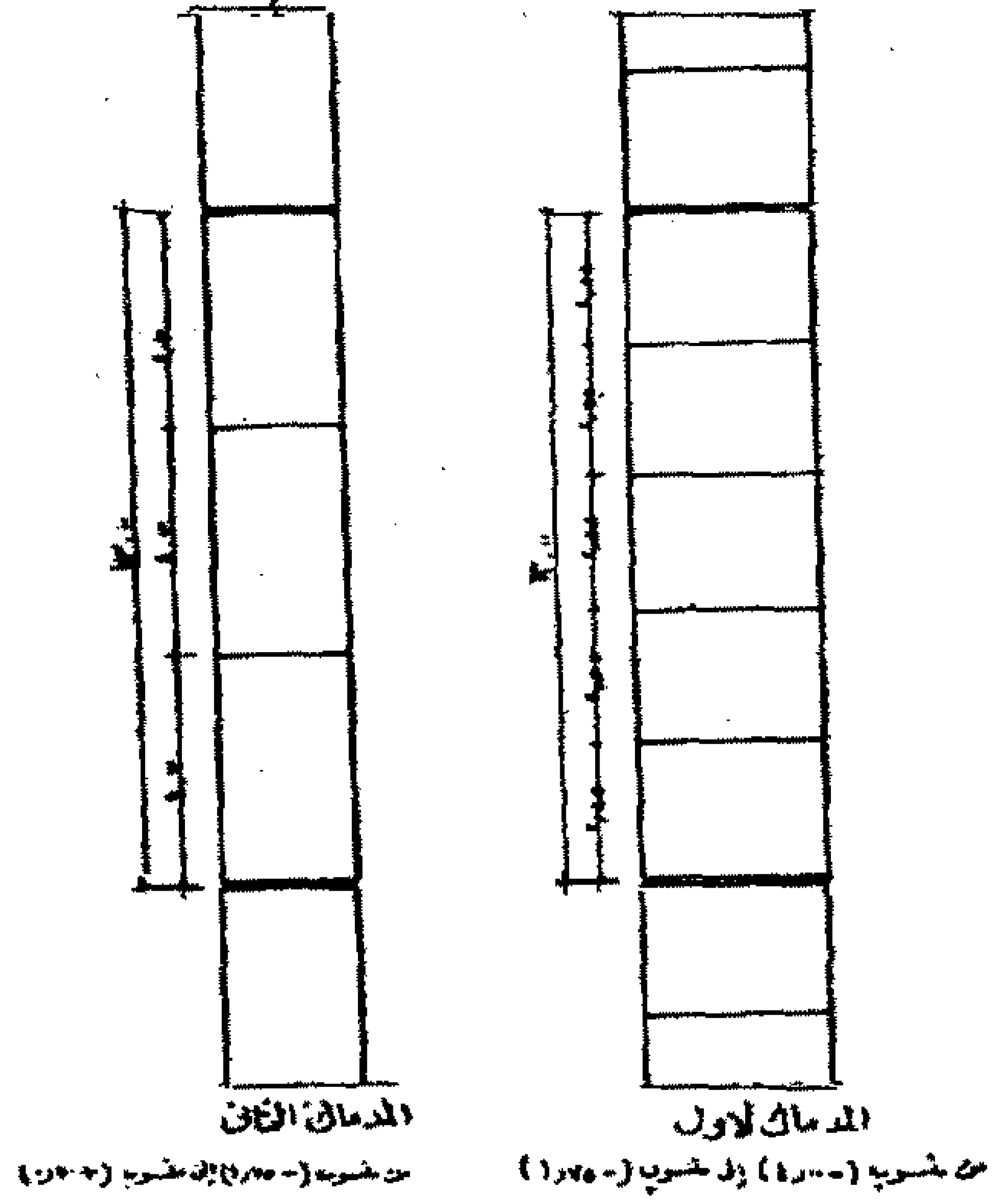
١ — التيار الساحلى السائد :

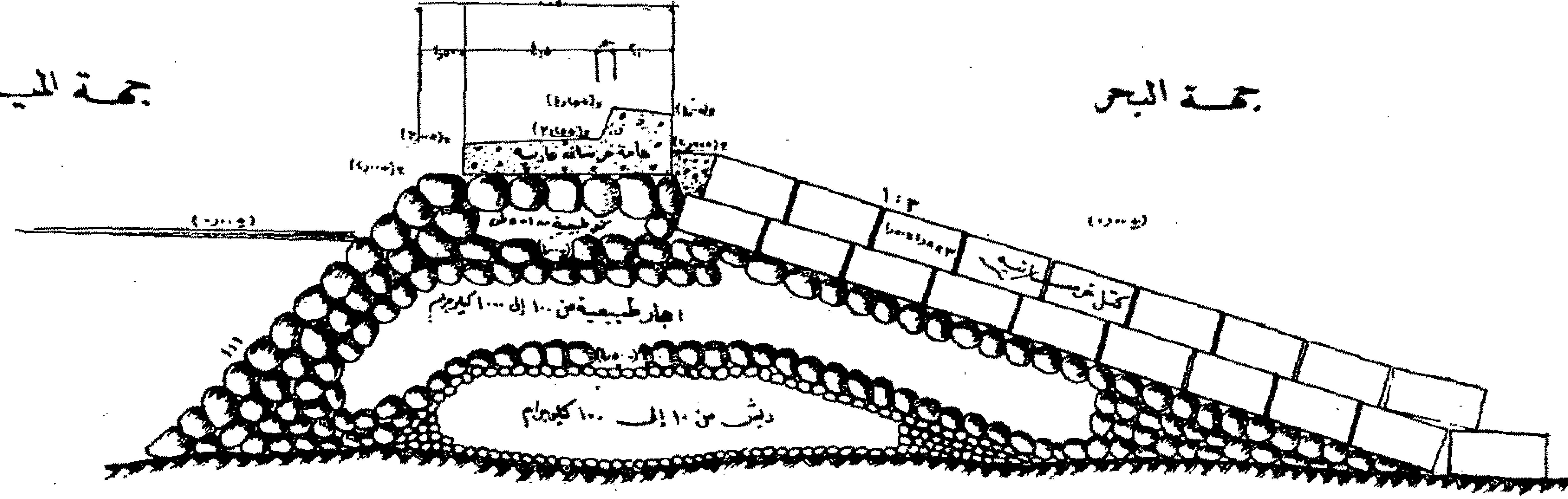
موازياً للشاطىء من الجنوب الغربى إلى الشمال الشرقى طول العام . وهذه تنحر فى الشاطىء وتنقل المواد المكونة له . وتتكون هذه المواد من رمال ناعمة ومحارات وأصداف وطمى أسود Dark Clay . وتزداد كمية المحار والأصداف كلما اتجهنا للجنوب الغربى على طول الشاطىء . وتختلف كمية المواد المنقولة باختلاف شدة التيارات التى تبلغ حوالى ٤ كيلو متر/الساعة عند نهاية البروز .

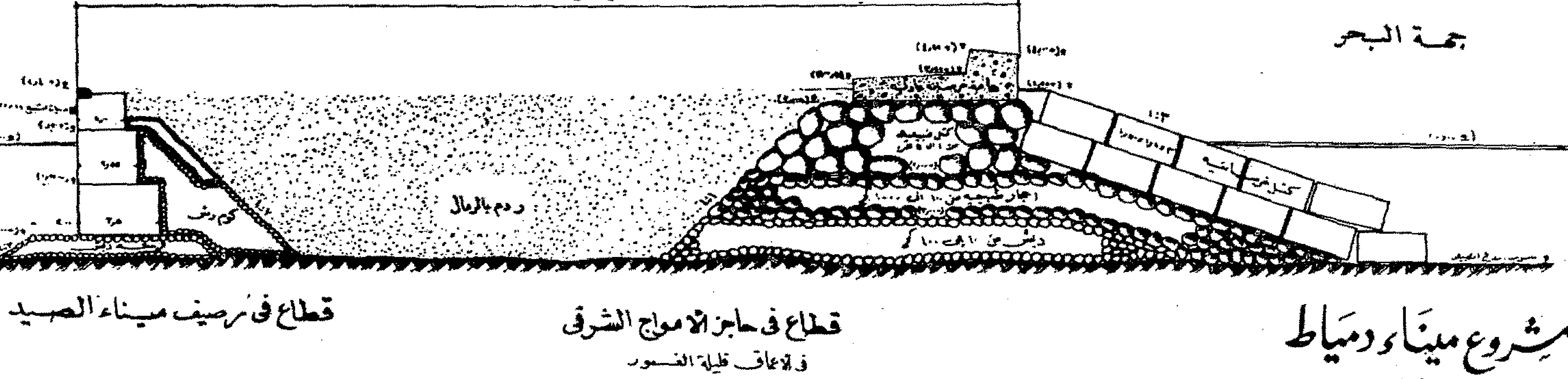
٢ — الرياح السائدة :

وقد تشتد إلى درجة الأعاصير . وقد حدث فى شتاء هذا

لوحة رقم ٤







(لوحة رقم ٤)

العام أن قامت عاصفة شديدة غطت أغلب المصيف بارتفاع متر من مياه البحر .

٣ ـ الأمواج :

التي ترتطم بالشاطىء وتأثيرها يعتمد على نوعها أى متذبذبة فى المياه العميقة ، ومتنقلة ومتكسرة فى المياه القليلة الغور . وتشتد هذه الأمواج فى فصل الشتاء . وقد لوحظ أن فى منطقة الأمواج العالية عند رأس البروز قريباً من الشاطىء وأن الأمواج المترطمة بالشاطىء Insident Ware وأيضاً المرتدة Reflected wave تنحر فى الشاطىء بدليل أن المياه بها كمية كبيرة من المواد العالقة (غير شفافة) .

٤ ـ التيارات النهرية :

وهذه تؤثر تأثيراً غير مباشر فى رأس البر باختلاف مقدار ما يحمله النيل من طمى كل عام ويرسبه عند المصب حيث يتقابل تيار النهر النازل مع مياه البحر والتيارات الساحلية السائدة من الغرب إلى الشرق مكونة عدة جزر غاطسة ويرتفع قاع النهر سنوياً ثم ينحر ثانياً فى أماكن متفرقة وذلك أيضاً بمساعدة تيارات المد والجزر أى التيارات الصاعدة فى حالة المد والنازلة مع تيار النهر فى حالة الجزر تتكون عدة جزر Shoaling فيرتفع النهر وقت الفيضان ثم ينحر ثانياً باقى أشهر السنة .

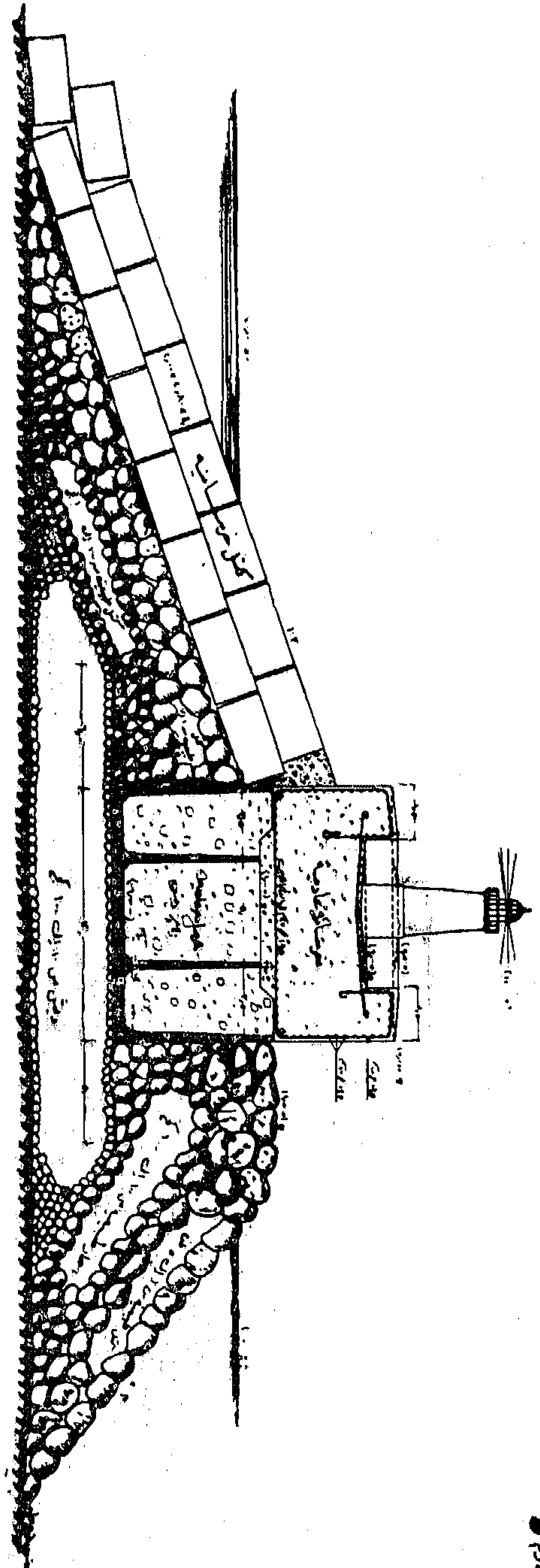
٥ ـ ظاهرة الشاطىء الطبيعية :

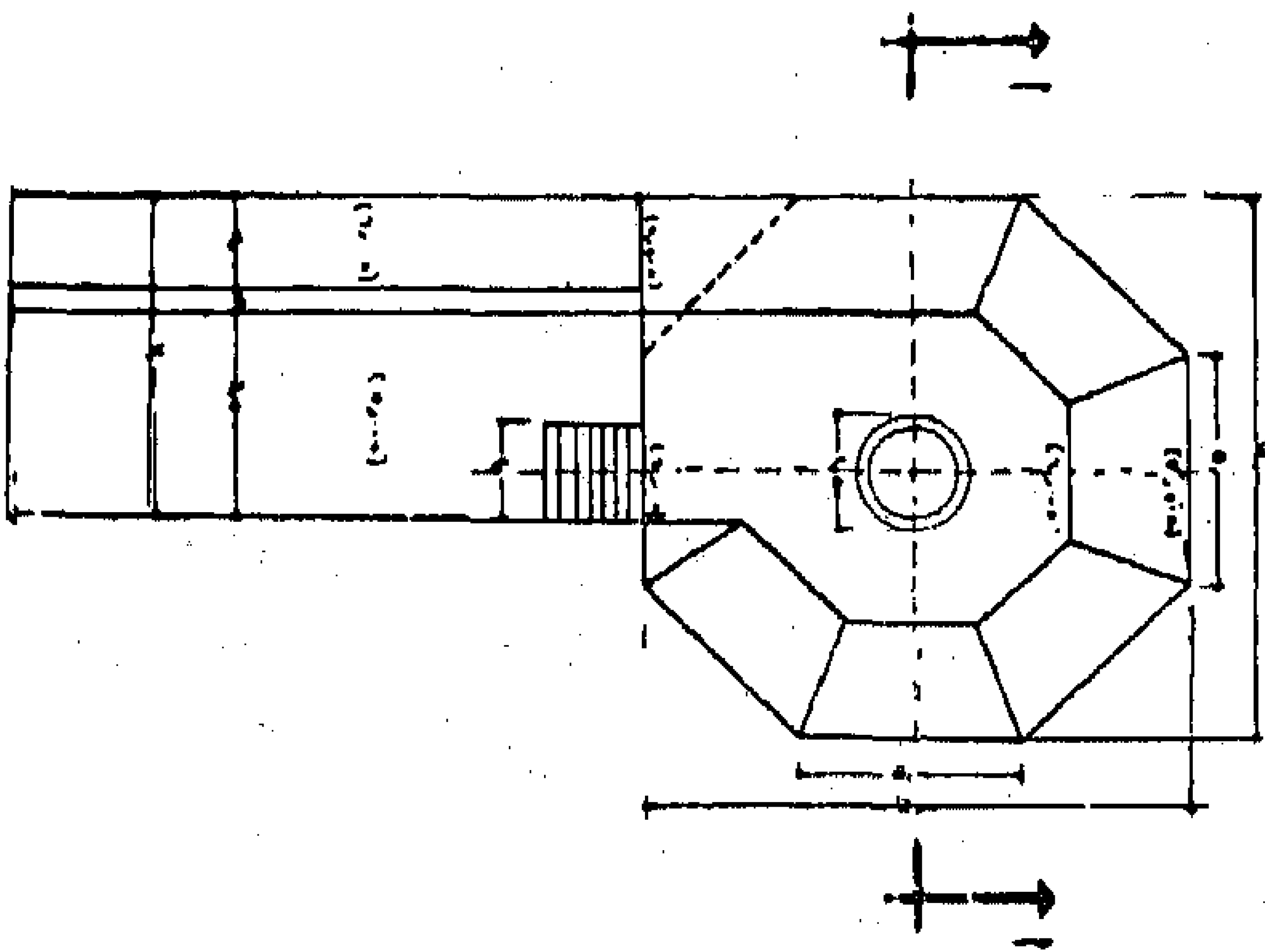
من حيث ميل الشاطىء فإن المنطقة الواقعة عند طرف المدينة فى الشمال الشرقى يكون بها الميل معقولاً ثم فجأة يشتد الميل بعكس فى الجنوب الغربى يكون الميل خفيف ثم معتدلاً وقد عملت مصايد رمال بمعرفة رجال مصلحة الموانى لاختبار انتقال مواد الشاطىء فوجد أن كمية المواد الراسبة فى مصايد الرمال فى منطقة الأمواج العالية أكثر بكثير من الرمال التى ترسبت داخل الجهاز فى منطقة المياه الهادئة . وأغلب الرمال هناك من النوع المعروف بالرمل الكلسى Calcarous Sand مخلوط بالأصداف والمحارات وبعض الطفل . وهذا النوع من الرمال غير صلب وسهل التحلل وكثافته أقل من الرمل السليسى Silisions Sand وأيضاً وجود المسطاح الذى يعتبر أداة لتكسير الأمواج ويتناسب طوله طردياً مع درجة المقاومة .

ونتيجة لهذه العوامل مجتمعة فإن التآكل مستمر فى الشاطىء . وقد حدث منذ عام ١٨٦٠ إلى عام ١٩٦٠ أى فى حوالى القرن الأخير من الزمان نحراً فى شاطىء رأس البر حوالى ٢٫٥ كيلو أى بمعدل ٢٥ متراً سنوياً . فى حين أن النحر عمودى على الشاطىء فى الجزء الجنوبى الغربى حسب الجسات المأخوذة فى ذلك الحين ورصد خط الشاطىء حوالى نصف كيلو فى الشمال الشرقى إلى ١٠٠ متراً فى الجنوب الغربى وحتى عشرة كيلو تقريباً جنوب غربى رأس البر لا يوجد نحر بالمرة تقريباً وهى المنطقة المقترح إنشاء الميناء بها .

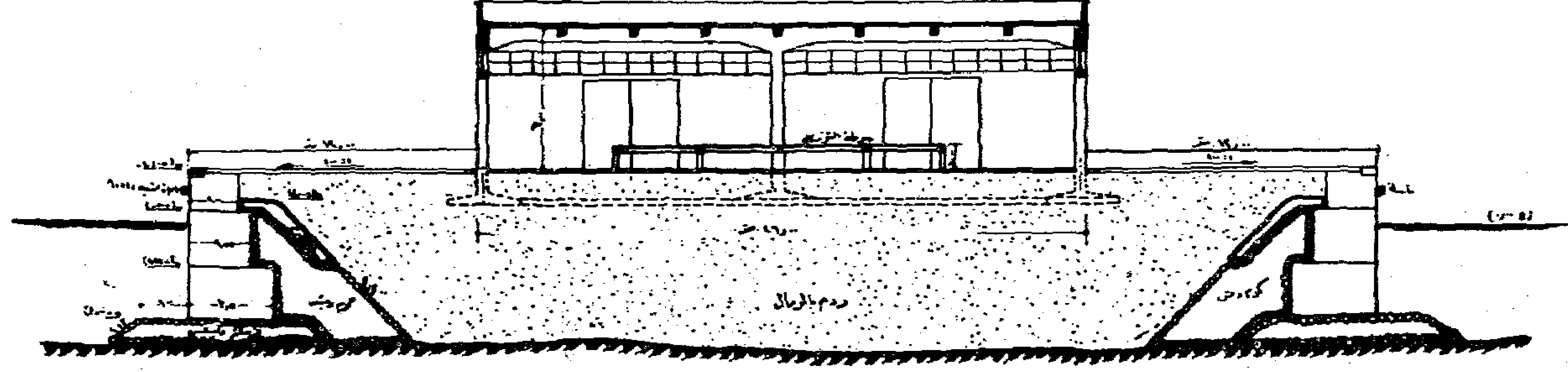
ولحماية هذا الشاطىء هناك عدة طرق يمكن اتباع إحداها بعد عمل التجارب العملية التى تثبت صلاحية إحداها عن الأخرى . وهذه الطرق هى :

(١) باستعمال الرؤوس البارزة عمودياً على الشاطىء وقد اتبعت هذه الطريقة بنجاح فى وقاية شواطىء المصايف الأمريكية والهولاندية التى تساعد على ترسيب المواد وطول هذه الرؤوس حوالى ١٥٠ متراً داخل البحر . وكما قلنا يجب عمل تجارب لإثبات نجاح هذه التجربة . وليكن معلوماً أن الطريقة التى تنجح فى شاطىء قد لا تنجح فى شاطىء آخر . وقد أجمعت المراجع بأن العوامل الكثيرة المختلفة التى تؤثر على نحر الشاطىء تختلف اختلافاً بيناً من موقع إلى آخر ، ومن موسم إلى آخر ، بل من عام إلى آخر مما لا يسمح بفرض حلول سريعة مبنية على الخبرة السابقة بل يجب التريث إلى أن تتم جميع المعلومات ولا يمنع من البدأ فوراً فى إنشاء رأسين تجريبيين متجاورين بطول لا يقل عن ١٥٠ متراً (أنظر شكل رقم ٧) حتى يساعد مراقبتهما فى تحديد أصلح طول واتجاه وعمق ومسافة بين

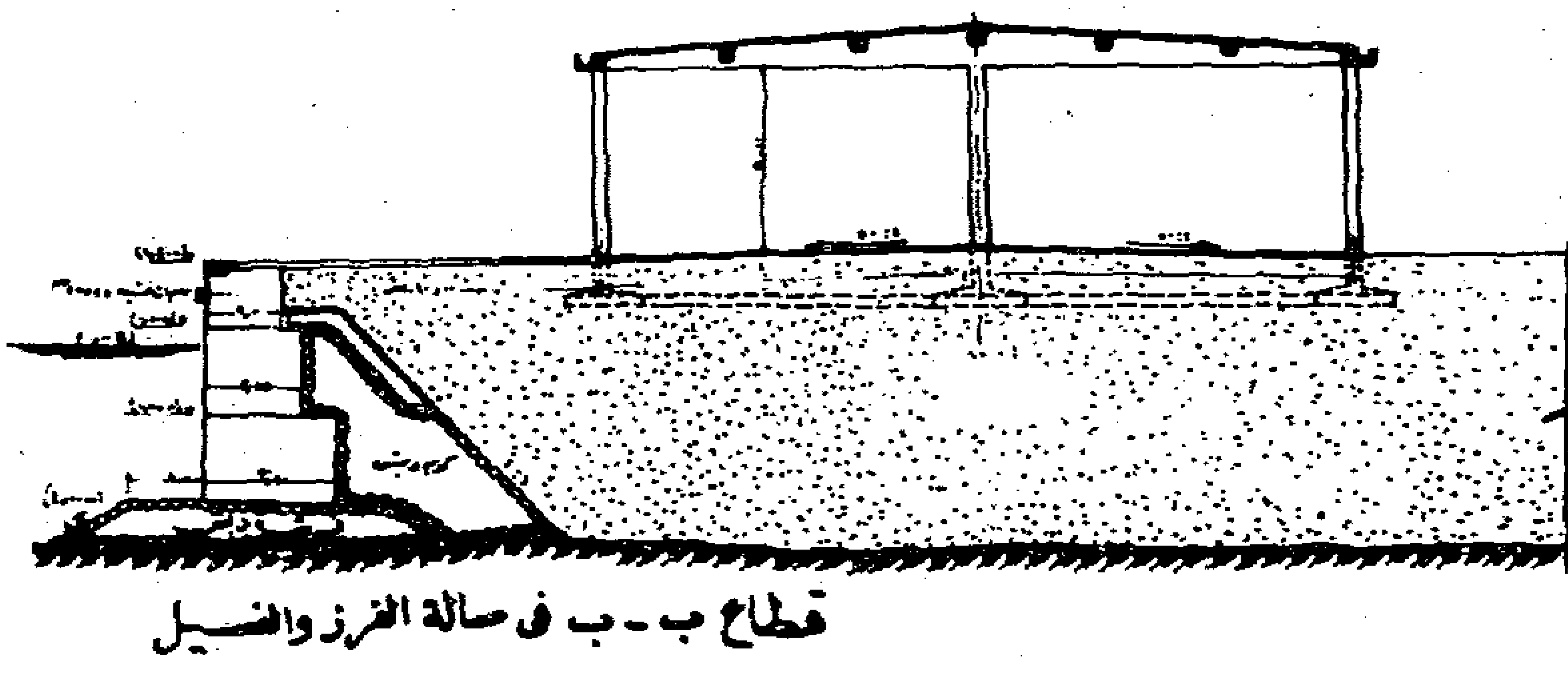




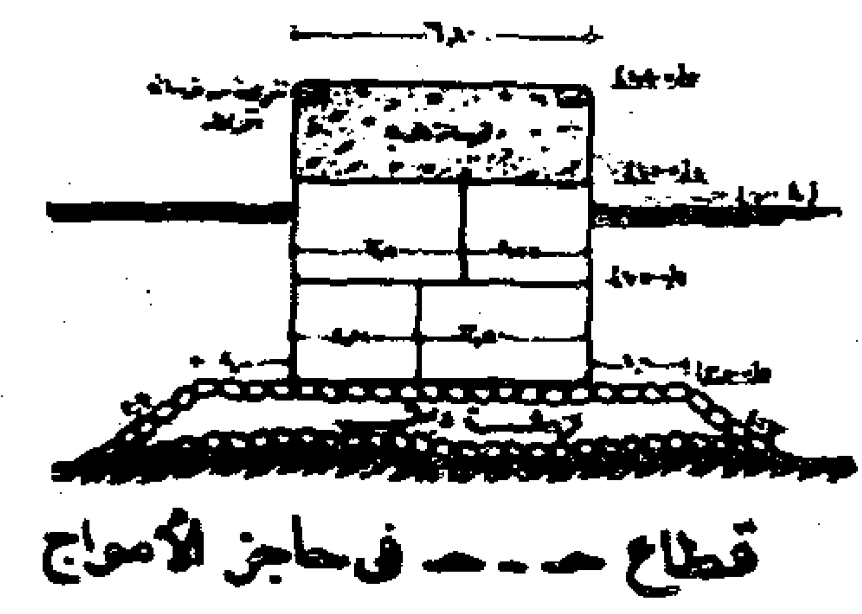
لوحة رقم ٦



قطاع ا - ا في صالة التعامل



قطاع ب - ب في صالة الفرز والغسيل



قطاع حـ - حـ في حاجز الأمواج

مشروع ميناء دمياط

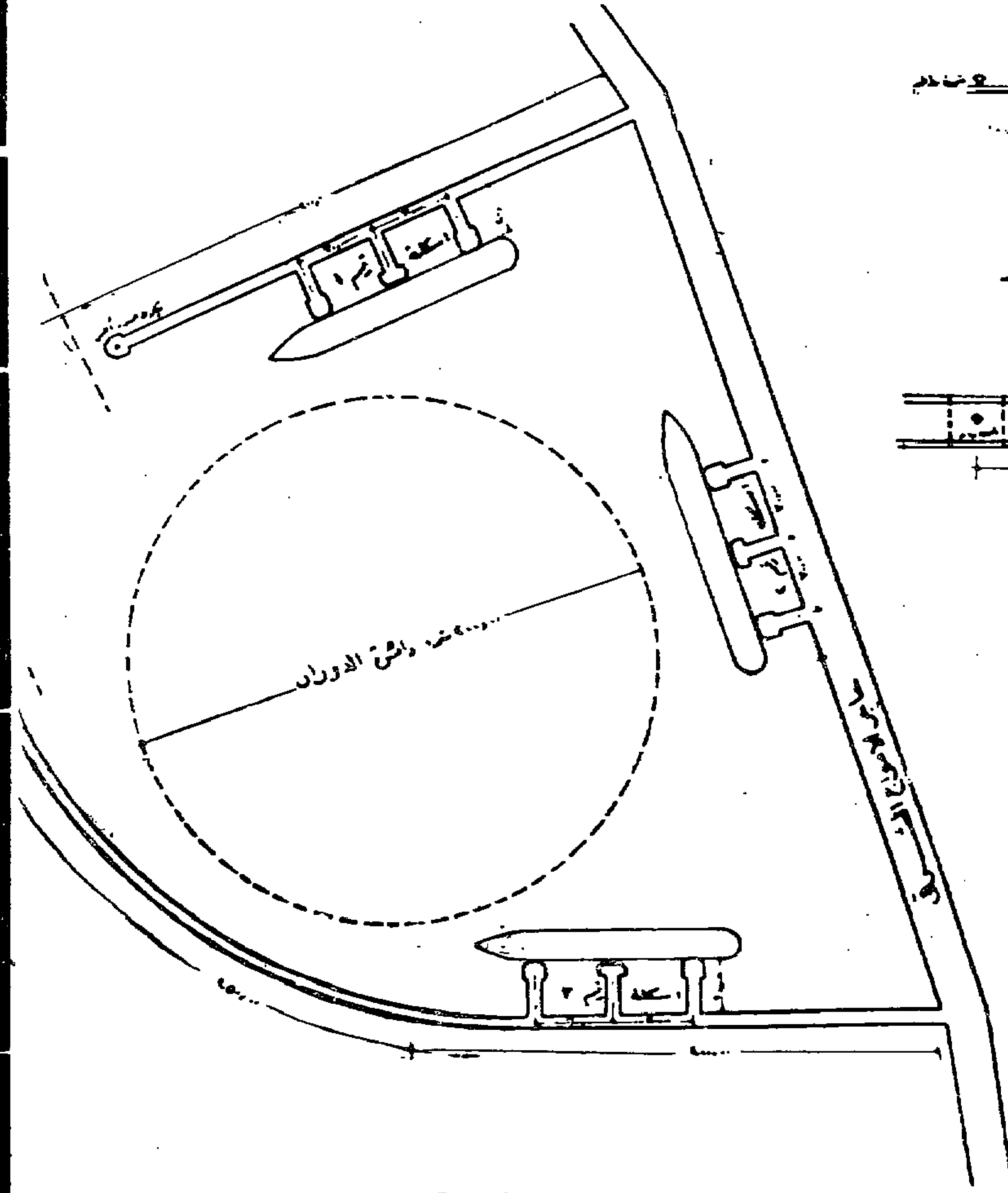
١٩٦٢

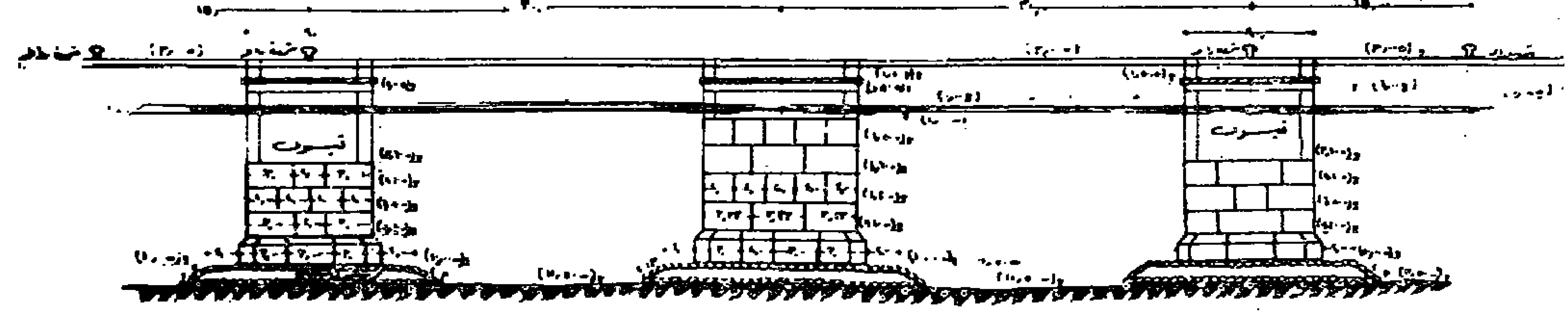
ميناء الصيد

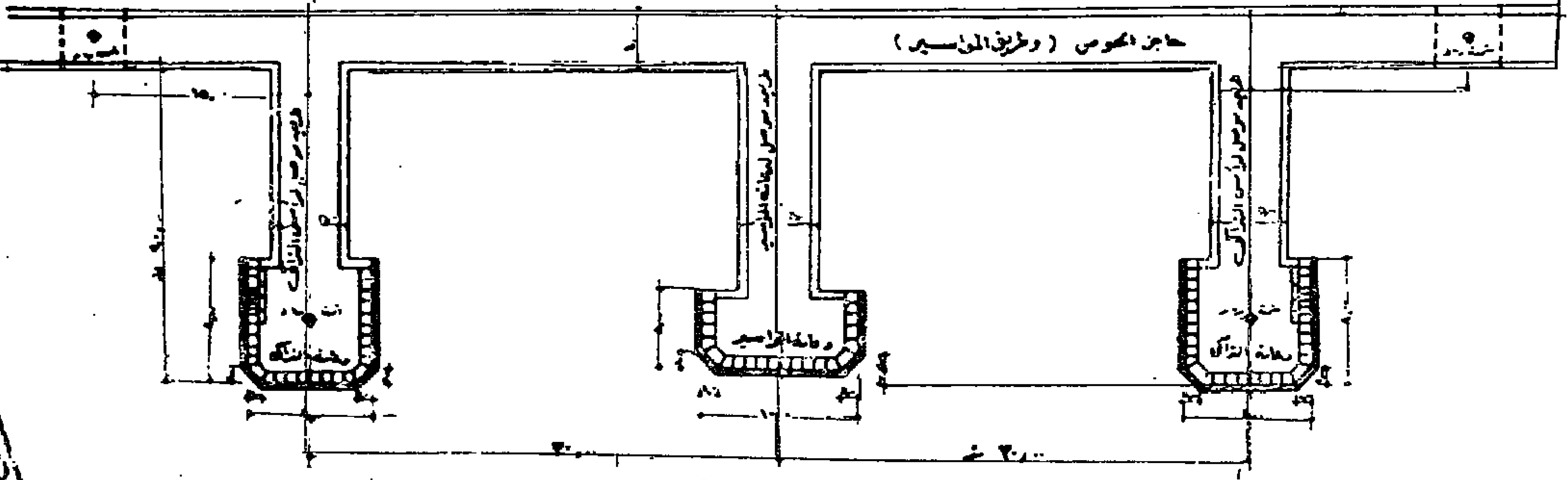
١ : ١٠٠٠ ، ١ : ١٠٠

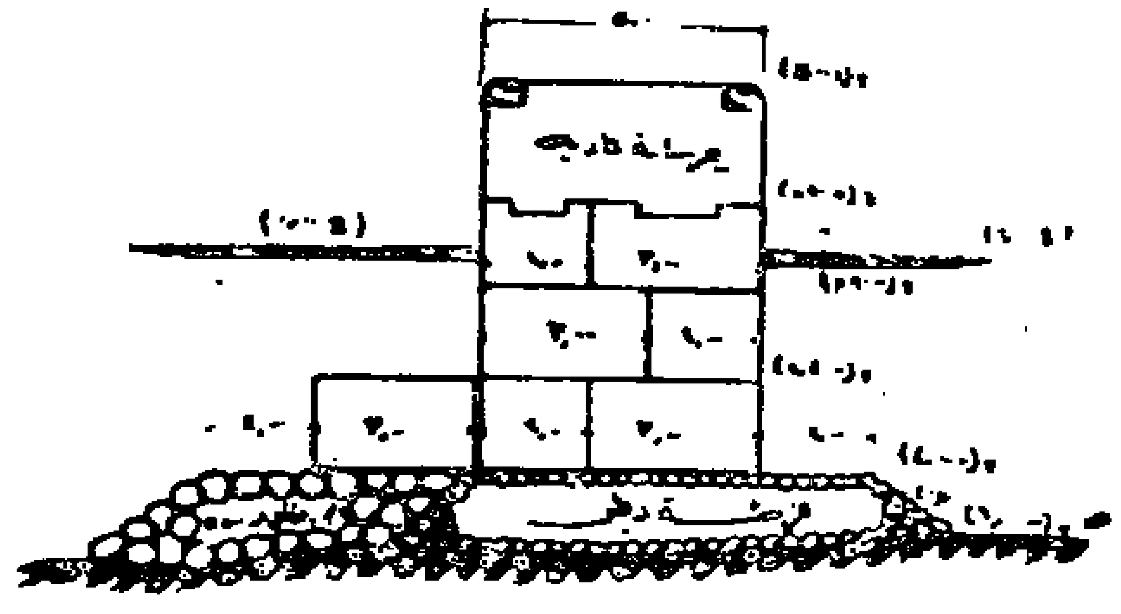
تصميم الدكتور

لوحة رقم ٧









مشروع ميناء دمياط

١٩٦٢

حوض البترول

مقياس الرسم ١ : ١٠٠٠ ، ١ : ٢٠٠ ، ١ : ١٠٠

تصميم الدكتور محمود شرارة

الرؤوس المفروض إقامتها . وقد تبادر لأذهان بعض المهندسين عمل حماية تكسيات من الدبش أو البلوكات ، وهذا يتنافى قطعاً مع وجود الشاطئ الرملى للمصيف . وبالتجارب وجد أن الرؤوس التى صممت لوقاية شاطئ مصيف أتلانتيك سيتى وأوش سيتى بأمريكا والواقعين بالقرب من مصب نهر ديلاوير الكبير قد تم صيانتهم بهذه الرؤوس بل وترسب أمام الشاطئ مساحة كبيرة بطول ١٣٥ قدم فى مدة ٥ سنوات فقط . وهذه الطريقة لا تعوق المستحمين إطلاقاً بل بالعكس فهى تهدئ المياه وتقلل من شدة الأمواج.

(ب) الطريقة الثانية : هى عمل حاجز أمواج غاطس يبنى على بعد مناسب من الشاطئ موازياً للشاطئ فيقل بذلك عمق المياه وتقل شدة الموجه ، ولو أن الحاجز الغاطس الموازى للشاطئ لا يقل من حدة التيارات الساحلية ولكن من التجارب يمكن بمساعدة رأس تصل إليه من الناحية الغربية يمنع استمرار التيار الساحلى من النحر فى الشاطئ وتكاليف إنشاء وصيانة هذا العمل ضخمة ولذلك يحسن أن تدرس بدقة وعناية .

(ج) بواسطة استعمال بلوكات القاع Floor Blocks وهى بلوكات منتشرة على القاع وغاطسة . وبهذه البلوكات تقل من حدة الأمواج وبذلك تصل هذه الأمواج إلى الشاطئ هادئة متكسرة لا تسبب نحر له .

وعموماً فإن التجارب التى ستجرى فى المعامل ستحدد أفضل هذه الطرق .

سادساً — تأثير مياه النيل بعد اتمام السد العالى :

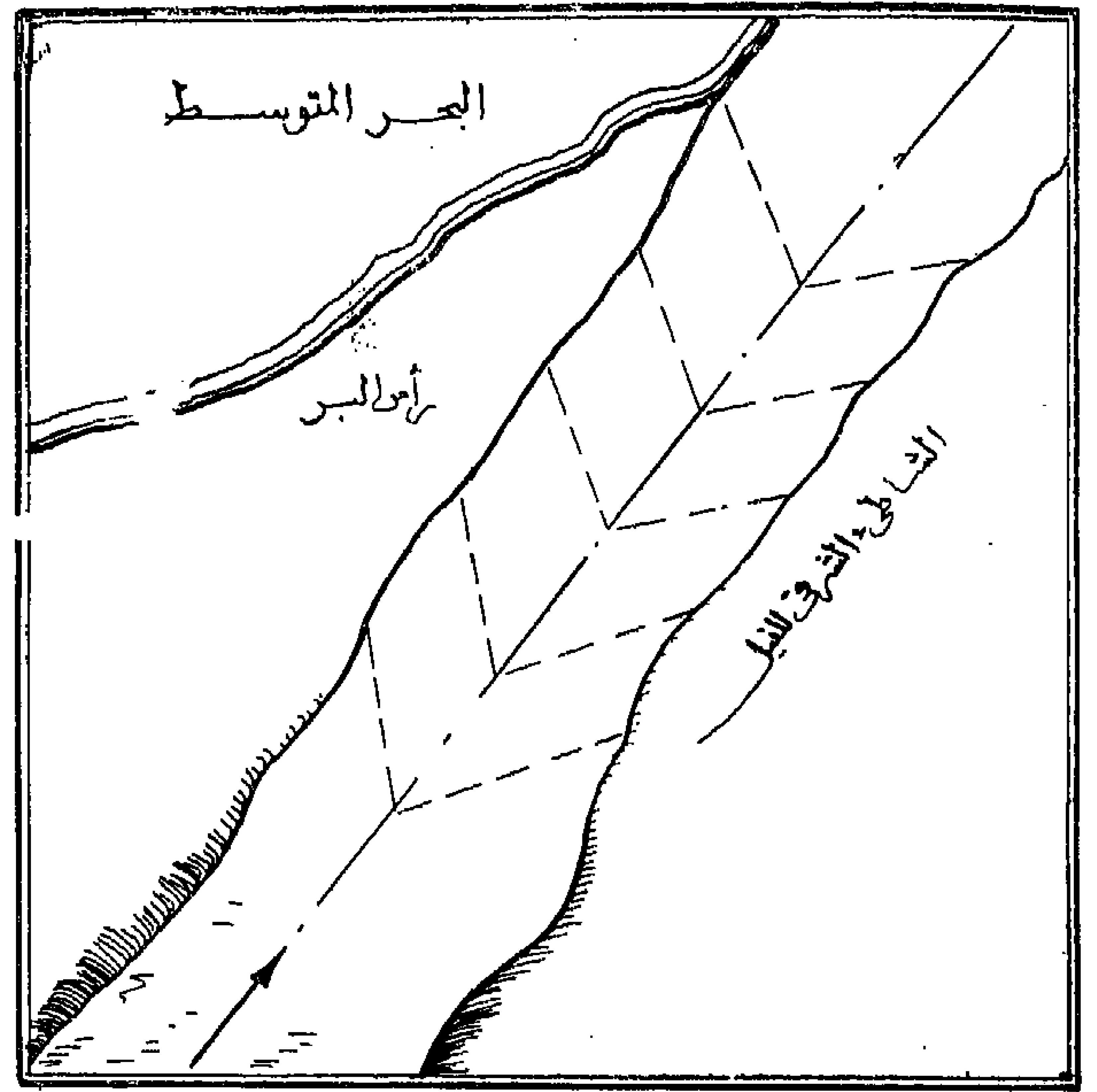
من المتوقع بعد اتمام السد العالى أن تحدث التغيرات الآتية فى نظام نهر النيل :

١ — سوف تقل حدة التذبذب فى التصريف ولن يكون هناك فيضان بالشكل المعهود حالياً وإنما ستكون هناك فترات صرف الفائض (Escapage) يرتفع فيها التصريف إلى ٥٠٠ أو ٦٠٠ مليون متر مكعب فى اليوم خلف أسوان وتستمر هذه الزيادة مدة أطول من مدة الفيضان الحالى .

٢ — ستكون المياه المنصرفة إلى البحر خالية تقريباً من المواد المنقولة ، ومما لا شك فيه أن صرف كميات كبيرة من المياه المحملة بالطمى كل عام فى البحر أثناء فترة الفيضان فى السنين الماضية قد كان له أثر كبير فى تكوين الساحل الشمالى للدلتا وإعطائه الشكل الذى هو عليه الآن . فالمواد الثقيلة نوعاً كانت ترسب حول مصبات النهر وتعوض ما يفقده الساحل تحت تأثير الأمواج والتيارات الساحلية وذلك بالنسبة للشاطئ الغربى للنيل فقط عند رأس البر . بينما المواد الخفيفة كانت تسير شرقاً مع التيار الساحلى وترسب تدريجياً على ساحل بور سعيد وفى الخليج الواقع شرقى تلك المدينة المعروف (بسهل الطين) .

ومع مضى الزمن أخذ الساحل الشمالى للدلتا شكلا يلائم حالة التوازن بين ظاهرة النحر التى تسببها الأمواج والتيارات البحرية وظاهرة الترسيب التى يسببها صرف كميات ضخمة من الطمى كل عام فى البحر عدا مناطق متفرقة ما زال النحر والترسيب يعمل بها .

وواضح أن التغير المتوقع حدوثه فى نظام النيل بعد إتمام السد العالى سوف يتبعه مع الزمن تغير شامل فى تشكيل الساحل الشمالى للدلتا ما لم تتخذ اجراءات فعالة لمنع حدوث تغيرات جسيمة فى ذلك التشكيل . ومن المقطوع به أن المناطق الواقعة عند مصبات الأنهار البارزة فى البحر والتى تكونت حول مصبات تلك الأنهار سوف تتعرض لتآكل شديد نتيجة لأى تغيير فى المواد العالقة به إذ أنه سوف لا يوجد الطمى الذى كان يعوض النحر سنوياً . وبذلك يجب حماية رأس البر من جهة النيل بعمل رؤوس متقابلة على الساحلين بحيث يتقابل خط امتدادهما عند محور النهر . وهذه الرؤوس تمنع النحر من الشاطئ وتعمل فى اتجاه عمودى على الشاطئ بميل خفيف إلى الأمام . وأيضاً فإن التجارب سوف تحدد اتجاه هذه الرؤوس . علماً بأن هذه الرؤوس سوف تساعد على تعميق المجرى الأوسط وبذلك تساعد الملاحة فى مصب



(شكل رقم ٧)

النيل . وتمنع تكوين الجزر الغاطسة فى هذا الموقع

وبذلك تصان رأس البر من جميع النواحى سواء من ناحية النيل شرقاً والبحر شمالاً والقناة الملاحية غرباً .

سابعا ـ المقترحات والتوسع مستقبلا :

نظراً لأن ميناء دمياط الجديد ستكون ملاصقة لمصيف رأس البر من جهة الشرق فإن التوسع فى هذا الاتجاه يكون غير مناسباً لقربه من المصيف . ويتكلف كثيراً بالنسبة للمدخل لذلك سيكون التوسع مستقبلاً من جهة الغرب . وذلك باستعمال الحاجز الغربى بجزء من الرصيف الجزء . وإضافة المساحة المطلوبة للميناء من هذه الجهة بإطالة حاجز الأمواج الغربى (الرئيسى) غرباً بالإتساع المطلوب ووصله بعد ذلك بالشاطىء وذلك حسب الحاجة .

يتضح أن هناك متسع يكفى للاتساع مستقبلاً مع الاستفادة من منشئات الحاجز الغربى الرئيسى العالى فى مشروع التوسع وإزالة فقط الجزء الشمالى من هـذا الحاجز ومده غرباً مع عمل التطهيرات اللازمة داخل الجزء المضاف للميناء . وبعمل التوسع من الغرب سوف لا يمس مستقبلاً بمدخل الميناء ولا الممر ولا الفنارات وعلامات الإرشاد . . الخ .

وهذا ما أوصى به مؤتمر الموانى والأشغال البحرية بالنسبة للتوسع المطلوب لموانى البحر الأبيض المتوسط . كل ما هناك هو إضافة المساحة المطلوبة غرباً مع تعديل فى الحاجز الغربى .

أما عن المقترحات المطلوبة فهو أن تزود هـذه الميناء بأحدث وأحسن طرق للحمل والتفريغ فى العالم . وأن تكون رغم حداثتها على أحسن النظم الادارية فى العالم ، وتكون لها هيئة مستقلة لإدارتها والعناية بها . والإشراف على التحسينات والصيانة وكل ما يخص الميناء من أمور مثل الإضافات والتوسع والمبانى الجديدة و المعدات الحديثـــة والتحسينات . . الخ .

وعموماً فإن ميناء دمياط الجديد الذى سيتكلف حوالى ٩ مليون جنيهاً تقريباً وسيكون شاملاً لميناء تجارى حر بالأرصفة المختلفة ، وميناء للبترول وأخرى للصيد علاوة على الرصيف الحربى . سيقوم مستقبلاً بتخفيف الضغط عن ميناء الاسكندرية . وهذا لا يتعارض إطلاقاً مع اتساع ميناء بور سعيد وإضافة أرصفة عميقة بها . بل بالعكس لقربه من هذا الممر العالمى سوف يزدهر وينمو إن شاء الله .

وسوف يكون ميناء دمياط الجديد مرتباً على أحدث النظم وسيكون نموذجاً حديثاً لجميع موانى البحر الأبيض المتوسط وذلك بالعناية التامة بإضافة كل ما هو مستحدث فى موانى العالم . والتسهيلات والخدمة الممتازة والسهر دائماً على صيانة الميناء وحسن إدارتها .

والله ولى التوفيق ؟

المراجع

1. "Winds, Waves and Maritime Structures", by R. R. Minikin.

2. "Civil Engineering Practise", by R. W. Abbeh, vol. II.

3. "Dock and Harbour Engineering", vols. I, II, III, by Henry F. Cornick.

4. تقرير اللجنة الفرعية لبحث اقتصاديات مشروع ميناء دمياط (يونيو ١٩٦١)

5. Ropert on Some Beach Problem in U.A.R. (Egypt), U.N.T.A.O. by Melvin S. Priest.

6. Report on Damietta Project by U.N.T.A.O., by Bohdan Hgorski.

7. تقرير اللجنة الفنية المشكلة لفحص مشروعات توسيع وتحسين موانى دمياط والقصير ومرسى مطروح (رقم ٩٢٢٣ س — ١٩٢٧/١٠٠)

8. "Dock and Wharves , by Taylor.

9. هندسة الأشغال البحرية (محمود على علوبة).

10. "Port Development", by Rays. Mac Elwee.

ما لا تعرفه عن مشروع السد العالى

إن الأعمال العظيمة التى حقق الإنسان بها سيطرته على قوى الطبيعة على مر التاريخ ، تعتبر بمثابة المعالم التى تحدد الطريق الذى سارت عليه البشرية منذ وجدت حتى يومنا ، والسد العالى يعتبر من أبرز المعالم التى جعلت طريقنا يتجه إلى حياة أكثر رخاء وأملا .

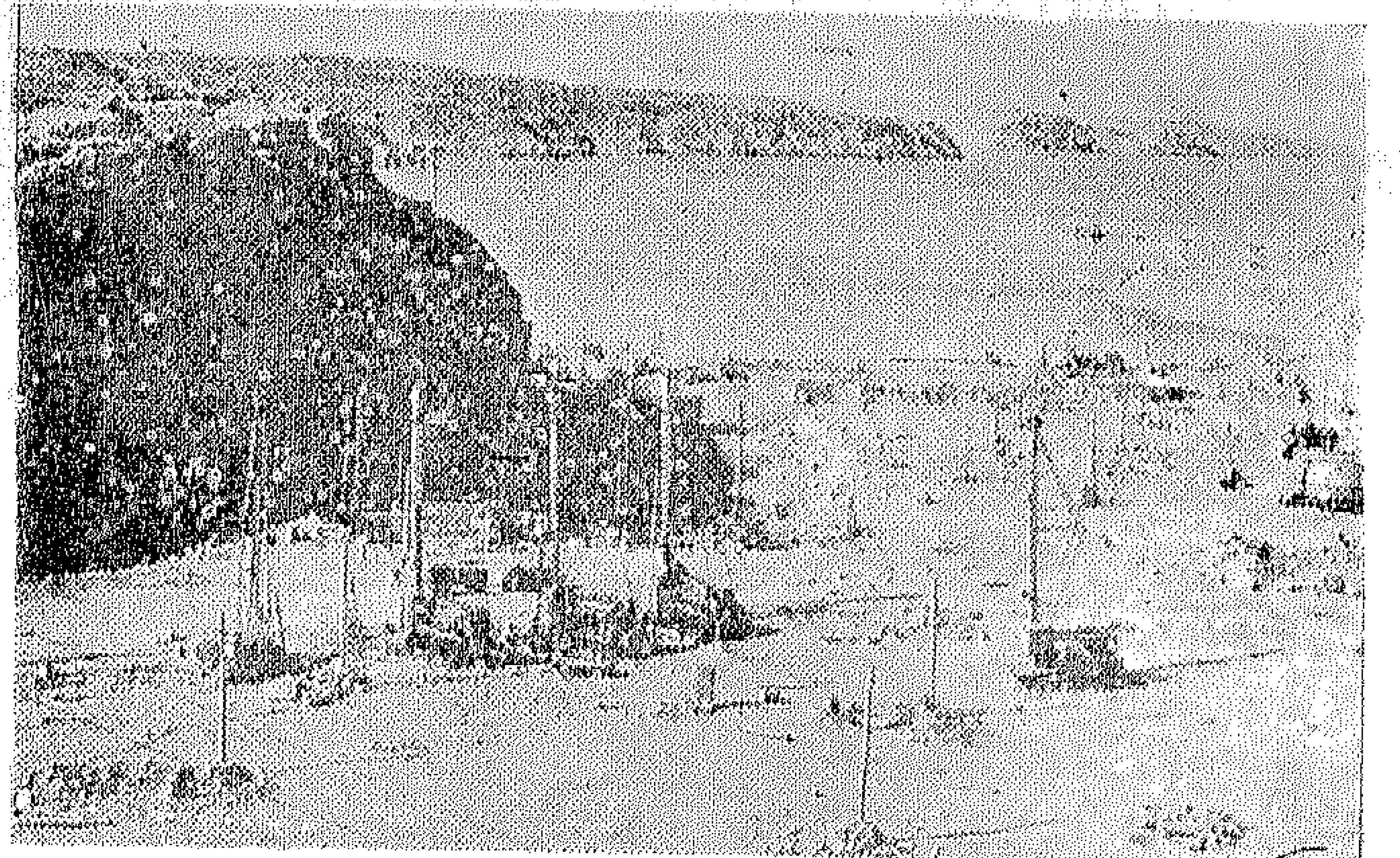
فقد واجهت مصر دائماً مشكلة ثبات مساحة الأرض القابلة للزراعة التى لم تزد على ٦٫٣ مليون فدان منذ أن كان تعدادنا ١٤ مليوناً حتى بلغنا ٢٦ مليوناً . مما جعل نصيب المواطن المصرى من الأرض ينحدر من ٠٫٣٧ من الفدان فى عام ١٩٢٧ إلى ٠٫٢٥ من الفدان فى عام ١٩٥٧ .

أما مشكلتنا الثانية فكانت عدم استطاعتنا السيطرة على إيراد النيل فبينما نجد أن احتياجنا من مياه الفيضان هو ٥٢ مليار من الأمتار المكعبة ، نجد أن النهر قد أغرق البلاد فى عام ١٨٧٨ بفيضان بلغ ١٥١ ملياراً ، كما أنه لم يجد علينا بأكثر من ٤٢ ملياراً عام ١٩١٣ .

والواقع أن الخزانات والسدود والقناطر التى سبق لنا إقامتها على النيل لم تقم إلا بعلاجات مؤقتة ومحدودة تعتمد على مقدار الفيضان فى سنة بعينها ، ولم يكن هناك ثمة حل للمشكلة غير إقامة سد عملاق للقبض على ناصية النيل وكبح جماحه .

والسد العالى جبل هائل من ركام الصخر الجرانيتى يعترض مجرى النيل يبلغ حجمه ١٦ مثلا لحجم الهرم الأكبر (أى ٤٢ مليون متر مكعب) طوله ٣٨٢٠ متراً وعرضه عند القاع ٩٨٠ متراً ويبلغ ارتفاعه فوق قاع النهر ١١١ متراً وله ستارة رأسية صماء من داخله تربط بالقاع الصخرى لحوض النهر محقونة بالأسمنت والمواد الرسوبية ، ويتكون السد العالى من ثلاثة سدود متلاحمة ، سيقام أولا السدان الأمامى والخلفى لحجز مياه النيل عن الجزء الواقع بينهما طوال فترة تشييد السد الرئيسى . وإلى أن يتم هذا سنحفر للنيل مجرى جديد لتحويل مياهه إلى ما يسمى بقناة التحويل وطولها ١٨٣٥ متراً وعرضها يتراوح بين ٦٠ متراً ، ١١٠ متراً ويبلغ عمق الحفر فيها ١٠٠ متر ، ويتوسطها جزء تحت الأرض به ستة أنفاق ستركب بها توربينات لتوليد ١٠ مليار كيلو وات ساعة سنوياً وعلى مدخل القناة ومخرجها سدان هائلان لحجز المياه عنها طوال مدة حفرها كل منهما طوله ٣٠٠ متراً .

وليس غريباً بعد النهضة الهائلة التى بلغتها بلادنا أن نعلم أن الذين يقومون بتنفيذ المرحلة الأولى من هذا العمل التاريخى هم من المواطنين العرب ، وهم القاولون العرب لإنشاء السد العالى » الشركة الهندسية للصناعات والمقاولات العمومية (عثمان أحمد عثمان وشركاه سابقاً) وقد بدأوا العمل منذ أوائل عام ١٩٦٠ وما زالوا يتممون الخطوات التى حددها البرنامج طبقاً للمواعيد المقررة لها بكل نجاح وإتقان .



إحدى نهايتى قناة تحويل مجرى النيل

السد العالي

عزم .. وإرادة .. وقوة .. وتصميم

فى فجر الثالث والعشرين من يوليو ١٩٥٢ . . استدار الزمن بهيبته ليقول للتاريخ قولته : أن أفتح صفحة بيضاء ناصعة .. واستعد لتسجيل أحداث تهز كيان الدنيا .. وتلفت أنظار العالم . . لهذا الشعب الذى بنى حضارة الأجيال . . وأقام صرح المدنية فى أرجاء الأرض منذ أقدم العصور . .

أفاق التاريخ من غفوته ليسجل لشعب مصر تطورات وصحائف هى الخلود أرجعت إليه بها أياماً خالدات عندما كانت القيادة لمصر منذ أقدم العصور . .

واستمر التاريخ مبهوراً بما يراه من انتفاضة أمة أقسمت أن تعيد لخوالد أيامها اشراقتها ، وأن تبنى للأجيال القادمة أساساً لعزتها .. وقاعدة لكرامتها وقوتها . .

وهو فى كل خطوة يشهد أمة مسالمة متلهفة لاستدراك ما فاتها لتقف فى أعلى الدرج من المدنية وتسبق الزمن لتقود . وتنفض عنها ثوب التابعية لتعيش حرة فى حدودها . كريمة فى أرضها . . ساطعة بأنوارها . . تشدو بالحرية فترهف لشدوها الآذان . .

واستمرت مصر العزيزة فى خطوها . . تسابق الزمن بكيان استمدت قوته من قوة زعيمها وإصراره . . حتى كان السادس والعشرون من يوليو ١٩٥٦ حيث بلغت الأحداث مداها وأصبحت الصورة متمثلة فى أمة مسالمة تتلهف إلى البناء على أرضها وبأموالها من أجل مستقبل باسم لبنيها .

وفى الناحية الأخرى قوى خارجية عز عليها أن ترى تلك الانتفاضة العملاقة فراحت تتكتل ضدها محاولة شدها إلى الماضى .. إلى التخلف ..

نعم .. كانت تلك الليلة فيصلا بين أمرين : إما أن نسير فى طريقنا لنبنى عزة بلدنا . . وإما أن ننتكس ونعيش فى القمقم حتى نرضى زعامات واهية . وقوى رجعية متسلطة . ودولا عظمى يسوؤها أن ترى دولة خرجت عن طوق فلكها وراحت تبنى لنفسها خطة سيرها ..

وكان موضوع الساعة فى تلك الليلة والأيام السابقة هو تمويل مشروع السد العالى . . ذلك المشروع الذى يعتبر بحق : المحك الذى أظهر اصالة هذه الأمة وكرم معدنها وإصرارها على أن تعيش حرة كريمة فى ربوعها وأن تجبر الدول المعارضة على إحترامها ووضعها فى الحسبان عندما تضع بقية الدول فى كفة المعيار . .

وكانت كلمات خالدة . . انطلقت من فم رئيسنا وقلبه وعقله . . « باسم الأمة . . تؤمم الشركة العالمية لقناة السويس البحرية » .

كلمات كانت إيذاناً بانتفاضة جبارة ، هزت شعبنا من أعماقه ليحيى أمجاده التى عاصرت ميلاد البشرية . . فكانت أمراً لموكب التاريخ .. ليغير اتجاهه . . ويتحول عن مسارة المألوف فى الشرق العربى خلال قرون طويلة إلى مسار آخر — كان قد نسيه — نحو عهد جديد ..

ضاهر السد العالى

سد الكرامة والعزة والخلود . .
معجزة ستتناقلها ألسنة الأجيال . .

قصة تعرف فيها الشعب على نفسه ..

حاربنا فى سبيله لنحقق الأمل ..

عنوان لإرادة مستقلة ، انتزعناها انتزاعاً من قبضة الطغيان ..

هذا هو السد العالى

لن نستخلص به مليونى فدان من براثن الصحراء فحسب ..

ولن نحصل منه على طاقة تقدر بعشر ملايين كيلو وات من الكهرباء فحسب ..

وإنما تتمثل قيمته فى أنه عزم وإرادة وتصميم .

عزم على العزة والكرامة بلا ضعف أو وهن أو تخاذل . .

هذا هو السد العالى

صنو النيل منذ أقدم العصور . . حيث داعب أفكار المهندسين فصاروا يدورون حول فكرته . . ليخضعوا النيل لقبضتهم [illegible] ه ليلزموا منه جانب الأمان على أرواح مو [illegible] اروايقيمون عليه القناطر والجسور.. ويسهر [illegible] فيضه . . وهو فى كلا الحالين يتدلل . . [illegible] . ودار التاريخ دورته . . وأخضع النيل [illegible] . . ودافع عن مستقبله ومستقبل أجيال قاد

السد العالى .. والتاريخ

منذ مطلع التاريخ اتصل المصريون بالطبيعة إتصال من يريد تهذيبها وتطويع قواها لخدمة مصالحه .. وكان النيل يمثل قوة جبارة فى نظرهم .. فعاشوا على الأمل فيه ، والخوف منه .. وصار لهم إلهاً يعبدونه خوفاً وطمعاً .. يؤدون له الصلوات.. ويقدمون له القرابين . . ويقومون له الأعياد مااستطاعوا..

وكانت أولى محاولاتهم لتطويع النيل قنوات وترع أنشئت فى عهد الملك « مينا » . .

نقل إلينا التاريخ سيرتها مع أساطير وقصص .. قد تكون صحيحة أو غير صحيحة : وجدت منقوشة على آثار الأقدمين .. ولكن مجرد وجودها فى أساطيرهم دليل على أن فكرة ترويض النهر كانت مختمرة فى أذهانهم . . وأنهم بعد ما عجزوا عن تنفيذها على خريطة الواقع . . نفذوها فى عوالمهم التحليلية . .

ويروى « هيرودوت» المؤرخ صفحة مجيدة من صفحات الأقدمين فى محاولة كبرى لهم للسيطرة على مياه النيل فى عهد « أمنمحعت الثالث » عندما قام بإنشاء خزان الفيوم الذى أطلق عليه الإغريق اسم « بحيرة موريس » حيث أقام أمنمحعت الثالث مجموعة من السدود بين وادى النيل ومنخفض الفيوم الذى كانت تتسرب إليه مياه الفيضان فأصبح هذا المنخفض خزاناً ينتفع بمائه على مدار السنة . .

فكان هذا الخزان معجزة للفن الهندسى .. حيث يعتبر أقدم خزان فى العالم .. وهو أول محاولة بشرية لفكرة السد العالى وهى « التخزين المستمر » . .

وقد توالت أيادى الأجداد محاولة السيطرة على مياه النيل وضبطه . . وتركوا لنا آثاراً تدل على أن مشكلة اختلاف إيراد النهر كانت شاغلهم المستمر .. ومن دلائل ذلك مقياس الروضة الذى بقى قائماً حتى اليوم يؤدى مهمته كيوم أنشىء . .

فنحن حين نتجه إلى معالجة اختلاف إيراد النهر نحقق حلم الأجداد ونستأنف ما بدأوه منذ خمسة آلاف عام . .

جمال عبد الناصر .. والفكرة الأزلية

نعيش على نهر يرتبط إيراده بظروف غيبية غير مستقرة ولا يطرد فيها نظام ثابت معروف .. فليس من النادر أن يأتى غريقاً ، وليس من النادر أن يأتى حريقاً .. وعشنا نتلق فجآته كقضاء محتوم لا نملك معه غير التسليم ..

ولكن إذا كانت طاقة الإنسان محدودة فليس للعقل البشرى حدود .. وإذا كان العقل البشرى لا يستطيع تغيير الطبيعة فإنه يستطيع ترويضها وتطويعها لحاجاته فى حدود ما تمنحه أو تمنعه ..

وما احتاج الإنسان إلى ترويض الطبيعة كما احتاج إلى ذلك مع النيل .. باعتباره مصور الحياة ..

وهكذا جد الفكر فى سبيل يخضع أمواج النيل للطاقة البشرية فى عهد قوة اقتطعت لمصر من التاريخ صفحات نور وعزة .. عهد الرئيس جمال عبد الناصر الذى لا يكف عن العمل ليحقق قوله :

« إن الشعب العربى فى الجمهورية العربية المتحدة يقف وراء برامج التصنيع والتنمية الإقتصادية ويؤيدها بوعى واقتناع ويدرك أن نجاحها تأمين حقيقى لأبنائه وضمان أصيل لمستقبلهم » ..

وهكذا جاء عهد عبد الناصر .. العهد الذهبى لأبناء هذه الأمة .. فعندما اقتنع بفكرة السد العالى بعد إقرار نجاحه فى مؤتمر السدود والقناطر الذى عقد فى بلجيكا سنة ١٩٤٩ احتضنت الثورة هذا المشروع ولما يمض على قيامها شهران وبضعة أيام ..

ففى ٨ أكتوبر سنة ١٩٥٢ قدمت إلى الحكومة فكرة المشروع فتناولته سلسلة متصلة الحلقات من الدراسات والأبحاث .. وتعهدته اللجان الفنية التى استغرقت فى دراسته خمس سنوات فى النطاق الإقليمى والعالمى حتى كان يوم ٤ ديسمبر ١٩٥٤ حيث أصدر الخبراء الدوليون بالاشتراك مع الخبراء العرب تقريراً موحداً أجمعوا فيه على صلاحية المشروع وسلامته من جميع الوجوه ..

وهكذا تحول المشروع من فكرة طارئة .. إلى خرائط مدروسة .. إلى واقع ملموس وضعه جمال عبد الناصر أمام الاستعمار بشتى صوره على شكل شرارة مقدسة .. انطلقت فى التاسع من شهر يناير ١٩٦٠ لتعلن بدء العمل فى تنفيذ أولى مراحل السد العالى العظيم ..

وكان العالم كله يترقب صوت الإنفجار .. ليس انفجار الديناميت الذى يفتت صخور المنطقة .. وإنما صوت انفجار الإرادة الحرة فى بلدنا الحر العزيز ..

إننا بإنشاء السد العالى نضع النهاية لأكبر معركة فى التاريخ .. معركة الإنسان مع الطبيعة على شاطىء النيل .. تلك المعركة التى استمرت خمسين قرناً من الزمان ..

إن السد العالى ليس مجرد المعجزة التى تنشق عنها عبقرية الحياة فى بلادنا .. ولكنها الآثار المترتبة على بنائه .. أنها المجتمع المتطور الجديد .. الذى نبنيه بعقولنا وسواعدنا ..

ومن هنا كبر السد عن أن يكون مشروعا حكومياً تضطلع به أجهزة الدولة وحدها .. إنه مشروع ثورى يمليه تاريخنا العريض .. ويبنيه هذا الشعب بقوته الخلاقة المبدعة ..

وإذا كان عبء البناء يقع على عاتق هذا الجيل .. فلأنه كما يقول الرئيس : على موعد مع القدر ..

ملخص الموضوعات
بالقسم الانجليزي

حوائط الخزانات الخرسانية المستديرة من الوجهة الإنشائية

للدكتور المهندس أمين غالى

فى هذا البحث درس الحساب الإنشائى لحوائط الخزانات الأسطوانية المستديرة . فأخذت شريحة رأسية بين الحائط واعتبرت كمرة محملة بضغط السائل ومرتكزة على أساس مرن . والأساس المرن فى هذه الحالة هو مقاومة الحائط — بسبب شكله الدائرى — للاستطالة القطرية (أنظر شكل ١) ، فأى اتساع فى قطر الخزان يصحبه شداً قطرياً يتناسب مقداره مع مقدار الاتساع . ويؤثر هذا الشد فى اتجاه مماس على جانبى الشريحة بحيث تكون القوى المحصلة مارة بالمركز ، أى فى اتجاه مضاد لاتجاه ضغط السائل . هذه القوى هى التى تمثل رد فعل الأساس المرن المؤثر على الشريحة الرأسية .

وطبقت معادلات الكمرات على أساس مرن على الخزانات ومنها استنتجت العزوم وقوى القص وقوى الشد الدائرى ، وذلك لحوائط الخزانات فى جميع الحالات الممكنة عند النهايات السفلى أو العليا للحوائط سواء كان طرف الحائط حراً أو مرتكزاً إرتكازاً مفصلياً أو مثبتاً تثبيتاً تاماً .

بعد هذا قسمت الخزانات إلى قسمين رئيسيين وذلك وفقاً للعلاقة بين أبعادها الثلاثة : القطر ، الارتفاع ، وسمك الحائط وهذين القسمين هما : الخزانات العميقة وهى التى لها العلاقة $\frac{(\text{الارتفاع})^2}{\text{سمك الحائط} \times \text{القطر}} >$ ٣٫٠٠ ، والخزانات الضحلة التى فيها نفس العلاقة السابقة أقل من القيمة ٣٫٠٠ . وقد بين أنه يمكن إيجاد حل مبسط للقسم الأول ، وذلك لعدم تأثر إحدى النهايتين العليا أو السفلى بحالة ارتكاز الحائط فى النهاية الأخرى . وتقع أغلب الخزانات فى هذا القسم ويمكن تطبيق الحل المبسط عليها .

وقدم فى هذا البحث مجموعة من الجداول والمنحنيات التى يمكن استعمالها فى إيجاد عزم الانحناء والشد القطرى فى الحوائط وذلك فى جميع الحالات الممكنة . وطريقة استعمال هذه الجداول تختصر فيما يلى :

(أ) تحديد النسبة أولا :

$$\beta H = \frac{\text{١٫٣٠٦٨} \times \text{الارتفاع}}{\sqrt{\text{نصف القطر} \times \text{سمك الحوائط}}}$$

(ب) تحديد قيمة الشد القطرى عند المناسيب المختلفة بمعرفة دالة الشد [$f_T\,\beta H, \eta)$] التى تؤخذ من الجداول أو من المنحنيات وبعدها يطبق فى المعادلة :

الشدالقطرى $= T = -\gamma H R\ [f_T(\beta H, \eta)]$

حيث γ = كثافةالسائلالمخزون ، H = ارتفاع السائل ، R = نصف القطر ، $\eta = \frac{x}{H}$ ، x = المسافة من أعلا الخزان إلى النقطة المراد تحديد الشد عندها .

(ج) تحديد قيمة عزم الانحناء عند المناسيب المختلفة بمعرفة دالة العزم [$\frac{f_M\ (\beta H, \eta)}{3.4156}$] التى تؤخذ من الجداول أو من المنحنيات وبعدها يطبق فى المعادلة

عزم الانحناء فى الاتجاه الرأسى =

$$M_y = \gamma H R t\ [\frac{f_M\ (\beta H, \eta)}{3.4156}]$$

وقد اعتبر فى المنحنيات والجداول أن عزوم الانحناء موجبة إذا سببت شداً فى السطح الداخلى لحوائط الخزان والقوى فى الاتجاه الدائرى موجبة إذا كانت ضغطاً .

وفى النهاية درس أثر وجود كمرة دائرية فى أعلا حوائط الخزانات المستديرة ، وقدمت طريقة لحساب هذا الأثر مع أخذ مرونة هذه الكمرة فى الاعتبار ، وقدمت منحنيات لتسهيل هذا الحساب . كما قدم مثالاً عددياً لتوضيح طريقة الحساب .

تحليل الدوائر ذات المقاومات اللاخطية

للدكتور المهندس عبد السميع مصطفى

يشمل هذا المقال على دراسة نظرية جديدة للدوائر ذات المقاومات اللاخطية وفيه تقرب العلاقة اللاخطية إلى ثلاث مستقيمات — أحداها ذو ميل سالب والاثنان الآخران ذو ميل موجب ثم تحلل الدائرة كأنها خطيئة على أن تتساوى القيم والميول عند نهاية أى خط وعند بدء الخط الذى يليه — إن هذه الطريقة فى التحليل عامة وتشمل كل قيم المقاومات اللاخطية .

قياس درجات الحرارة فى غطاء اسطوانة محرك ديزل مبرد بالهواء

للدكتور المهندس عبد الفتاح ابراهيم

يتجه الفكر حالياً فى البلاد المنتجة للديزل سريع الحركة إلى استخدام التبريد بالهواء بدلا من الماء . وفى دراسة قامت بها الجمعية الهندسية للمركبات فى ألمانيا أيد حوالى ٨١٪ من المهتمين بصناعة الديزل هذا الاتجاه .

هذا التقرير يشمل بعض الاختبارات التى أجريت على محرك مبرد بالهواء بعد تحويله من تبريد بالميـــاه وقياس درجات الحرارة فى سطح غرفة الاحتراق (بغطاء الأسطوانة). وبواسطة هذه القياسات أمكن تكوين فكرة عما يلى :

(١) درجات حرارة السطوح بصفة عامة وهذه لها تأثير كبير على زيت التزييت وقد تسبب تكوين كربون حول الصمام وصعوبة فى تزييته .

(٢) المناطق التى يحتمل حدوث شروخ فى غطاء الأسطوانة نتيجة لازدياد معدل زيادة درجة الحرارة بالنسبة للمسافة .

(٣) إمكانية حدوث تقوس فى صمام الشحن نتيجة للاختلاف الكبير فى درجات الحرارة حول مقعده .

وهذه المعرفة تؤدى إلى تعديل تصميم الزعانف المبردة لغطاء الأسطوانة وعلاج العيوب المذكورة سابقاً .

وقد أمكن بعد إجراء مجموعة من التجارب للوصول إلى أحسن ترتيب للزعانف المبردة وزيادة مساحة سطح التبريد بدرجة معقولة تلافى هذه العيوب دون المساس بقدرة مروحة الهواء المبرد حتى لا تتأثر بذلك درجة الحرارة للمحرك .

حقل السرعات المستنتجة للرفاص البحرى

للدكتور المهندس فؤاد بهجت
استاذ الهندسة البحرية وعمارة السفن المساعد
كلية الهندسة – جامعة اسكندرية

عند تصميم الرفاصات البحرية باستخدام « نظرية الدوامات » يلزم معرفة وتحديد مقدار السرعات المستنتجة عندما ننظر إلى جناح الرفاص « كخط رفع » كما وأنه عندما نتقدم فى التصميم لكى نحسب مثلاً مقدار « الانحناء المائى » فاننا نحتاج إلى تمثيل جناح الرفاص « كسطح رفع » وليس « كخط رفع » ؛ وعلى ذلك فإنه يجب تحديد مقدار السرعات المستنتجة فى هذه الحالة أيضاً .

والغرض من هذا البحث هو محاولة مسح حقل السرعات المستنتجة للرفاص البحرى فى كل من الحالتين السابقتين والوصول إلى طرق حساب تلك السرعات . كما وأن الغرض من هذا البحث هو محاولة الوصول إلى طرق مبسطة يمكن بواسطتها سهولة تقديم نتائج تلك الحسابات .

هذا وبغرض معالجة كل من حالتى « خط الرفع » و « سطح الرفع » ناقشنا أولا موضوع جناح الطائرة نظراً لسهولة حسابات تلك الحالة . ثم إنه باستعمال بعض الأغراض أمكننا استخدام تلك النتائج للوصول إلى حلول لموضوع الرفاص البحرى ذاته .

ولقد أوصلتنا نتائج الحسابات التى قام بها علماء كثيرون لحالة « خط الرفع » إلى إمكانية التوصل إلى استخدام « منحنيات محورية للسرعات المستنتجة » ؛ والتى سبق للمؤلف اقتراحها ؛ بغرض الحصول على مقدار كل من « السرعات المحورية » و « السرعات المماسة » عند كل نقطة من نقط المجرى المائى لرفاص بحرى .

وعلاوة على ما تقدم فلقد أفرد الباحث هنا اقتراحاً بطريقة بيانية لتحديد « منحنى محصلة السرعات المستنتجة » على مقطع جناح رفاص بحرى وعند كل قطر من أقطار ذلك الجناح . ولقد أمكن الحصول بطريقة مبسطة على محصلة السرعات المستنتجة عند أى نقطة من نقط جناح الرفاص باستخدام مثل ذلك المنحنى .

وأخيراً فاننا نأمل أن تساعدنا طريقة عرض هذا الموضوع على زيادة معلوماتنا الأساسية عن حركة وعمل الرفاص البحرى .

إستخدام الخطوط الموجهة لدراسة الحركة المجردة لمجموعة التروس الدويرية الشمسية

للدكتور المهندس محمد يوسف محمد عفيفى

يعرض هذا البحث طريقة جديدة لدراسة الحركة المجردة لمجموعة التروس الدويرية (الشمسية) باستخدام الخطوط الموجهة بطريقة رياضية مسلسلة مما يساعد كثيراً ، فى بعض الحالات ، لتعيين السرعة النسبية لمجموعة التروس بدون احتمال حدوث أخطاء حيث أن هذه الطريقة لا تعتمد على تخيل حركة التروس بالنسبة لبعضها كما هو لازم فى جميع الطرق المستخدمة حالياً .

تعيين خواص العزم والسرعة وتصميم المنظم الهوائى لمحركات الديزل

للدكتور المهندس نعيم عبده حنين

إن معظم ما نشر عن تنظيم السرعة فى محركات الاحتراق يتعلق « بالمنظم النابذ » ؛ والقليل الذى كتب عن المنظم الهوائى هو مجرد وصف له . وقد ابتدأ هذا البحث بعد اختبار عدة محركات ديزل مختلفة الصنع وذات منظمات هوائية وأظهر بعضها أشكالاً غريبة لمنحنيات العزم والسرعة وكان هناك خطر التعطل بسبب التعجل إذا هبط الحمل الكامل إلى الحمل الخـــالى وذلك بسبب سوء تصميم المنظم الهوائى أو عدم ضبطه .

وقد اشتمل هذا البحث على وصف للانواع المختلفة لهذا المنظم ونظرية تشغيلها ومعادلات تربط العوامل المختلفة التى تؤثر على تصميمها . وقد أعطيت معادلات يمكن منها حساب دليل النابض الأساسى ومقدار إنضغاطه المبدئى . كما أعطيت طريقة بيانيه يمكن بها رسم منحنى العزم والسرعة المتوقع الحصول عليه من المحرك .

وقد أجريت عدة تجارب معملية على محرك ديزل رباعى الأشواط ذو ستة أسطوانات ذو منظم هوائى . كما أجريت تجارب أخرى على طلمبة حقن الوقود فى المحرك لقياس معدل الحقن عند السرعات والأوضاع المختلفة لجريدة ضبط الوقود ذلك لاستخدامها فى الطريقة البيانية .

واشتملت التجارب التى أجريت على المحرك على قياس العزم الناتج من المحرك عند السرعات المختلفة عند أوضاع مختلفة للصمام الخانق فى المنظم وعند استعمال نوابض ذات أدلة مختلفة . وبمقارنة النتائج العملية بنتائج الحسابات النظرية ظهر اتفاق واضح بينها وقد تم شرح أسباب الاختلاف بينها .

وفى النهاية أمكن تقرير أن هذا النوع من المنظمات يمكن تصميمه والتكهن بشكل منحنى العزم والسرعة المتوقع من المحرك باستخدام الطريقة البيانية السابق ذكرها . وأمكن تلخيص سلوك المحرك فى النقط الآتية :

أولا : النابض ذو الصلابة المنخفضة يعطى تغيراً قليلاً فى السرعة مابين الحمل الكامل والحمل الخامل .

ثانياً : يمكن زيادة سرعة المحرك عند الحمل الكامل باستعمال خانق ذو قطر أكبر أو بزيادة قوة الانضغاط المبدئية للنابض الأساسى .

ثالثاً : أقصى عزم ينتج من المحرك عند السرعات المختلفة يعتمد أساساً على وضع مصد الجريدة عند الحمل الأقصى بفرض أن الاحتراق كامل . أما تأثير السرعة على العزم فينحصر فى تأثيرها على كل من معدل حقن الوقود والقدرات البيانية والميكانيكية .

رابعاً : أن عدم ضبط النابض الخامل ربما يتسبب فى التعجل أو الدوران غير المنتظم عند الأحمال الخفيفة .

وبما أن التخلخل الناتج من مرور الهواء فى المحرك له تأثير على تشغيل المنظم الهوائى وسرعة المحرك لذا يلزم تنظيف منظف الهواء باستمرار وعدم زيادة مستوى الزيت فيه عن الحد المعين . كما أن تشغيل المحركات ذات التغير الكبير فى السرعة مابين الحمل الكامل والحمل الخامل بدون منظف الهواء ربما يسبب التعجل .

THE EGYPTIAN GENERAL ORGANIZATION FOR MARITIME TRANSPORT



By the decree law No. 146 issued in 1961 the Egyptian General Organization for Maritime Transport was established. Since then the organization became the main authority that controls maritime transport in the country. The task assigned to it was not only limited to planning, but also the promotion of the national economy in the field of maritime transport through her various maritime companies and depots.

The main purposes of the organization according to its statute could be summarized in the following :—

1. To consolidate shipping and maritime transport by all possible means.

2. To promote the national economy through the execution of various projects, as well as the establishment of different kinds of shipping companies.

3. To conclude agreements with similar shipping organization in other countries, with the view of serving shipping and maritime transport.

In order to promote these purposes the organization established the following companies.

1. The United Arab Maritime Company which participated effectively in breaking the economic blockade imposed on the U.A.R. by the imperialist powers in 1956. This company employs the U.A.R. comemrcial maritime fleet, that works in trade and tourism. The fleet is composed of 40 ships with a total tonnage of 240,076 tons and 7,990 passengers.

2. The U.A. Company for maritime transport and agencies this company undertakes all maritime transportation for the various Government Departments, General Organization institutions and companies attached to them. It also offers its services to those private organizations and individuals interested in maritime transportation at the lowest prices and best terms.

3. The U.A. Company for ship supplies and maritime works. This company undertakes all works connected with painting and furnishing of ships, cleaning of tanks and boilers, etc...

The company's activities also covers all matters relating to the import and supply of ships with different equipments and spare parts as well as with fresh and canned food and drinks.

4. The U.A. Stevedoring company. The company's activities covers all matters relating to loading and unloading of ships in the U.A.R. using the most advanced methods and equipments.

5. The U.A. Company for ship repairs. This company undertakes all works of repair and maintenance of the U.A.R. ships as well as of foreign ships when required.

In order to secure effective supervision of the general organization for maritime transport over maritime transport actiivties in the country, the decre eNo. 129/1962 was issued. The organization has to contribute 50 % of the capital of 109 companies of which 37 are for loading and unloading; 69 companies for maritime agencies and 3 for ship repairs.

The aim of this act is the improvement of the various services offered in the field of maritime transport as well as raising of the standard and efficiency of all those working in those companies.

STANDARD SIEVES AND MECHANICAL SHAKERS— AN ANALYTICAL AND EXPERIMENTAL STUDY.

By

AHMED A. EL-ERIAN,
B.Sc., Ph.D.
Asst. Professor, Faculty of Engineering,
Cairo University.

FAROUK O. FAHMY SHAHWAN,
B.Sc., Ph.D., A.R.C.S.T.
Lecturer, Faculty of Engineering,
Ein Shams University.

The present stage of our technical and scientific development has enhanced the need for issuing our own Standard Specifications, more suited to our particular requirements. By October 1962 the Egyptian Standards Organization E.S.O., had issued 325 Standard Specifications. Till then no attempt had yet been made to standardize *sieves* for testing purposes. The setting of a Standard Specification for testing sieves is now under serious consideration.

A general survey of data on testing sieves and mechanical shakers is given in this paper together with certain proposals and suggestions for consideration when preparing the long due Standard Specification for testing sieves.

The paper is in four parts:

1.—*Development of standard sieves and mechanical shakers:* A critical review.

2.—*Survey of testing sieves of various Standard Specifications:* A comparative study, including proposals for the proposed Standard Specification for Testing Sieves.

3.—*Ideal performance of testing sieves:* Considerations essential for securing the best results when using testing sieves.

4.—*An analytical and experimental study of testing sieves and mechanical shakers:* A method is given by which efficiency curves for any mechanical shaker may be drawn. By the use of these efficiency curves the minimum time required to complete sieve analysis test of a sample of sand may be determined.

* * *

NEW HARBOUR AT DAMIETTA

By Prof. Dr. M. S. AMIN
Cairo University

The Alexandria harbour is the main Egyptian port on the Mediterranean Sea and about 80 % of imports and exports are shipped through it.

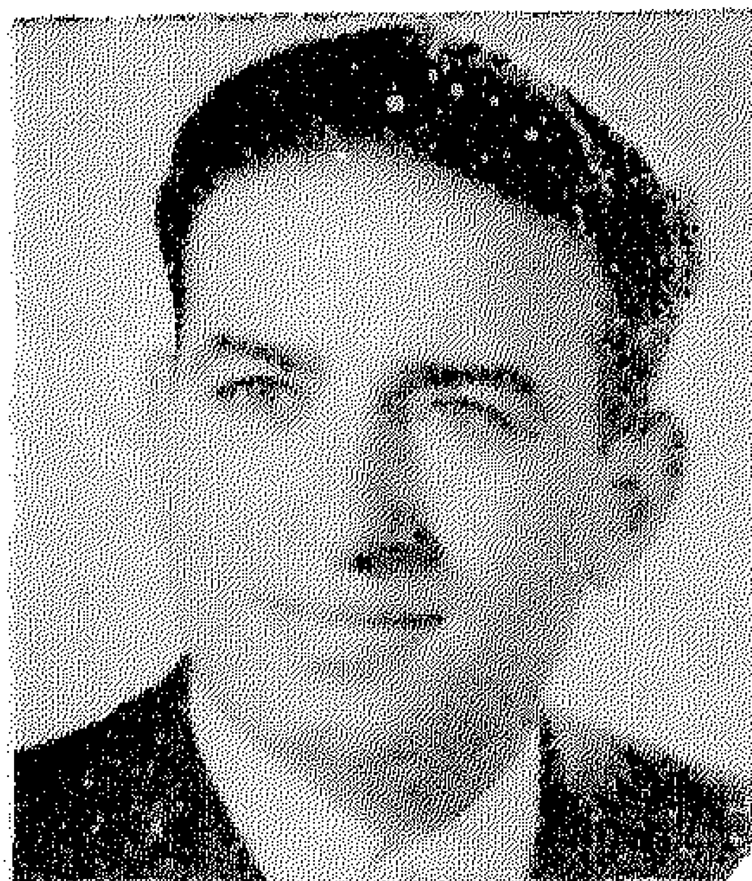
A new port at Damietta will help to relieve the pressure on the port of Alexandria and will conform with the suggested plans of development in the neighbouring provinces.

There are natural obstacles which often faced the execution of the project in the past. The main obstacle however lies in the fact that the town of Damietta proper is lying on the Nile estuary and the problem of sedimentation is always imminent.

The object of the present study is to find out the best possible solution that will make the construction of the harbour at Damietta feasible.

SYNOPSIS OF THE SUBJECTS PUBLISHED IN THE ARABIC SECTION

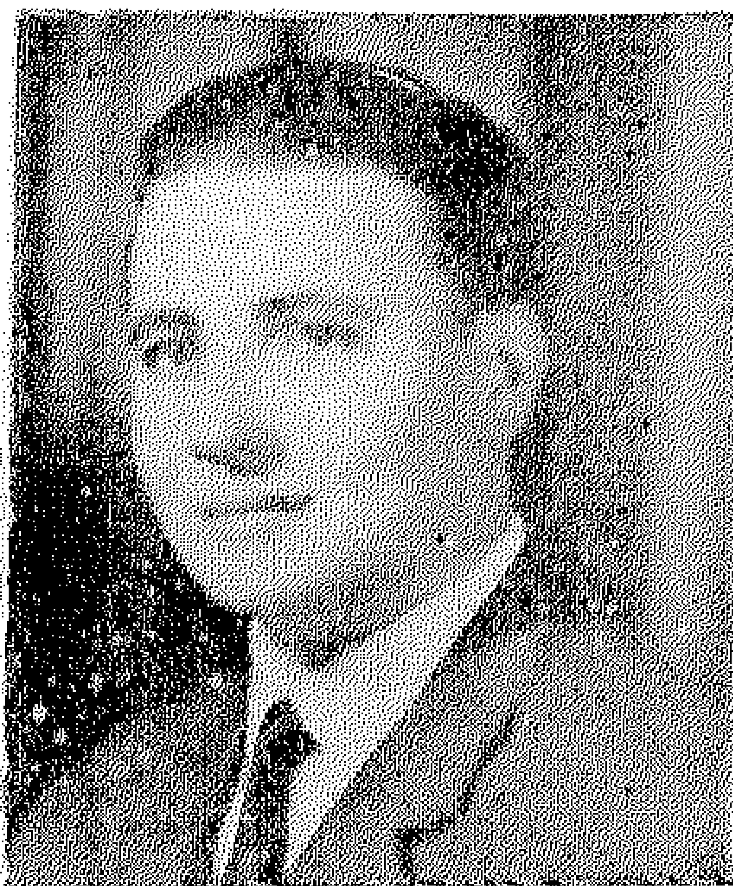
Dr. F. BAHGAT : see part I, Vol. I—1962.



NAEIM A. HENEIN

— B.Sc., Mech. Engineering 1949, University of Cairo.
— M.Sc., Mech. Engineering, 1952, University of Alexandria.
— Ph. D., Mech. Engineering, 1957, University of Michigan, U.S.A.
— Member of the Society of Automotive Engineers, U.S.A.
— Lecturer, Faculty of Engineering, University of Alexandria.

Dr. A. EL-ERIAN : see part I—Vol. 1962.

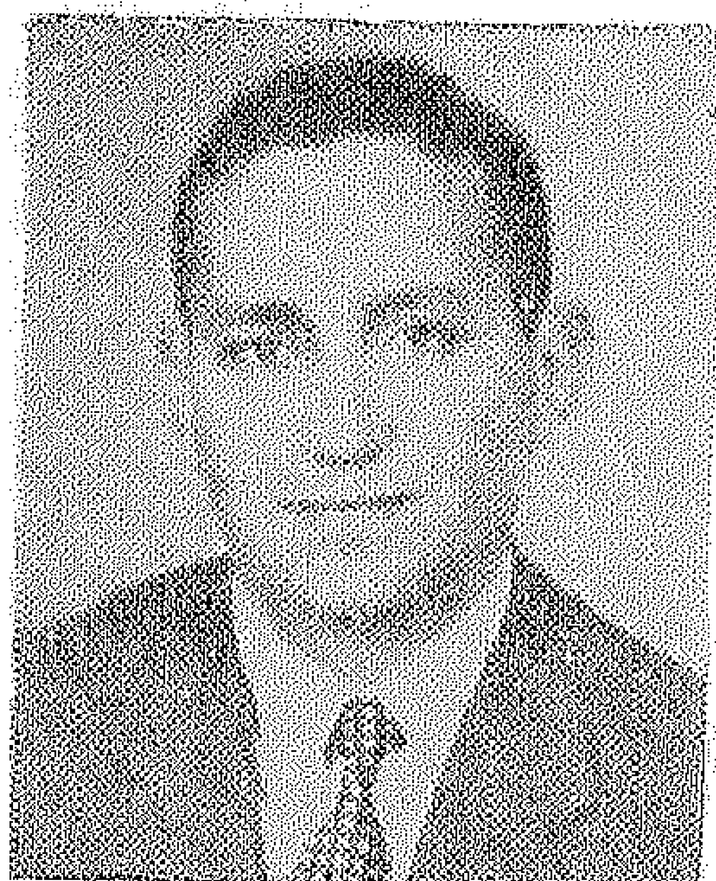


Dr. FAROUK O. FAHMY SHAHWAN

— B.Sc. (Mech. Eng.), Cairo University, 1950.
— Ph.D., Glasgow University, 1956.
— A.R.C.S.T., The Royal College of Science and Technology, Glasgow, 1952.
— Lecturer in Strength of Materials, Faculty of Engineering, Ein Shams University.

Dr. M. SHARAWI AMIN : see part II, Vol. 1—1962.

ABOUT THE AUTHORS



Dr. AMIN GHALI

— B.Sc., Civil Eng. 1950, Cairo University.

— M.Sc., Soil Mechanics 1954, Cairo University.

— Ph.D., Civil Eng., Lieds University, England.

— Author of several published articles in the field of Civil Engineering.

— Lecturer, Faculty of Engineering, Cairo University.



Dr. M. Y. M. AFIFI

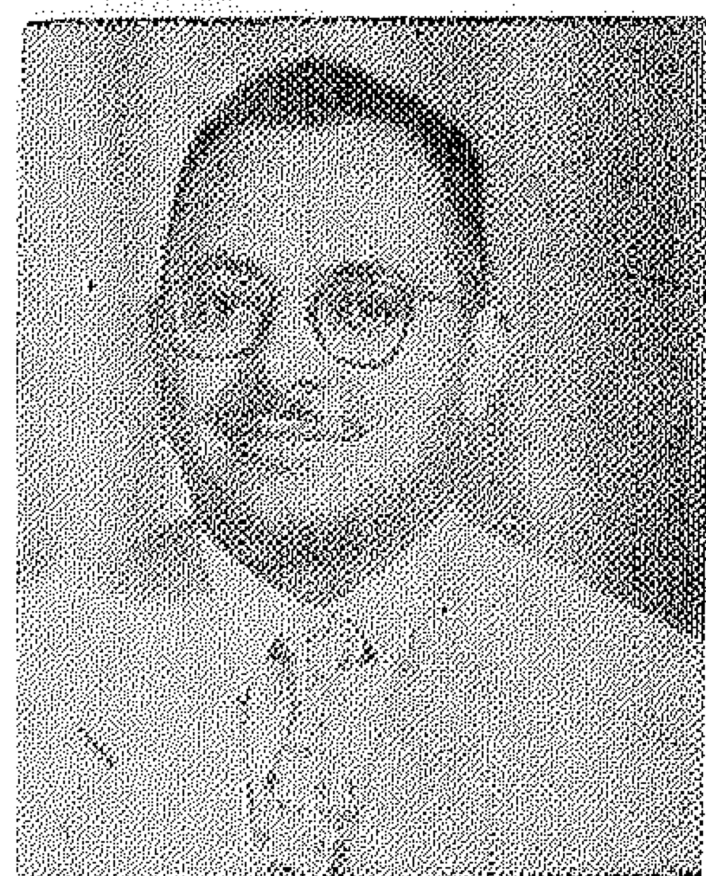
— B.Sc., 1943, Faculty of Engineering, Giza, Egypt.

— Ph.D., 1955, Manchester University, England.

— Ass. M.I.R.E. (London).

— Lecturer, Faculty of Engineering, Ein Shams University, Cairo, Egypt.

Dr. ABD EL-SAMIE MOSTAFA : see part 1, Vol. I—1962.



Dr. ABDEL-FATTAH IBRAHIM

— B.Sc. Mech. Eng. 1945, Cairo University

— Ph.D. Mech. Eng. 1951, Zurich.

— Author of several published articles in the field of Mechanical Engineering.

— Ass. Professor, Mech. Dept., Alexandria University.

BIBLIOGRAPHY

1. HENEIN, N. A., "An Experimental Investigation for the Determination of a Flow Coefficient in Butterfly Valves for Pneumatic Governors", Faculty of Engineering, Alexandria, 1962.

2. British Standards Institution Publications, "Diesel Engines For General Purposes", B.S. 649 : 1958.

3. Society of Automotive Engineers Handbook, 1959, New York, 676.

4. DICKENS, C. B., "The High Speed Compression Ignition Engine", Blackie & Son Limited, London, 1946, 262-263.

APPENDIX 5

TABLE 4.—*Results of Experimental Work.*

1.—Tests with spring "A", angle α = 27° and idling plunger improperly adjusted :— Atmospheric temperature = 70°F, barometric pressure = 767.3 mms. hg.

Engine speed R.P.M.	2595	2290	2100	1890	1715	1653	1645	1640	1625	1615	1608	1540
Load on dynamometer, lbs.	24.8	33.4	36.2	40.7	44.5	48.2	53.8	60.4	73.6	87.9	99.5	110.2
Torque Ft. lb.	46.5	62.7	67.9	76.5	83.5	90.5	101	1132	1383	165	187	207

Engine speed R.P.M.	1470	1360	1260
Load on dynamometer, lbs.	114.3	116.3	116.4
Torque Ft. lb.	214.5	218	219

2.—Tests with spring "A", angle α = 27° and idling plunger properly adjusted :

Engine speed R.P.M.	2520	2260	2070	1910	1710	1670	1650	1640	1630	1520	1360	1220
Load on dynamometer, lbs.	34.2	43.6	50	55	58.2	66.7	78.7	88	101.7	110.2	111.2	112
Torque Ft. lb.	64.1	81.9	93.8	103.2	109.2	125.2	147.8	165	191	207	208.6	210

3.—Tests with spring "B", angle α = 32° and idling plunger propertly adjusted :

Engine speed R.P.M.	1900	1865	1820	1790	1750	1700	1670	1635	1580	1510	1470
Load on dynamometer, lbs.	6	14.8	24.8	33	42.5	54.8	61.9	69.2	80.7	92.8	102
Torque Ft. lb.	11.3	27.8	46.5	62	79.7	103	116.2	130	151.7	174.2	191.5

Engine speed R.P.M.	1390	1350	1300	1235	1230
Load on dynamometer lbs.	110.5	112.7	113.1	113.3	112.5
Torque Ft. lb.	207.5	211.6	212.2	213	211

APPENDIX

TABLE 3.—*Results of tests on fuel injection pump.*

rack pos.												
0	pump speed	252	510	600	700	805	910	1005	1160			
	fuel *grms.* cycle	2955	.3255	.326	.336	.339	.342	.332	.336			
2	pump speed	256	500	605	705	800	900	1000	1160			
	fuel *grms* cycle	260	267	266	.270	.277	.2804	.2835	288			
4	pump speed	256	496	600	697	805	900	1010	1100	1250		
	fuel *grms* cycle	.212	215	.2136	.2156	.227	.2243	.226	.227	2285		
6.1	pump speed	305	500	602	700	805	900	1000	1100	1277		
	fuel *grms:* cycle	.1542	.155	.1615	.168	.171	173	1765	.1752	.1808		
8.1	pump speed	307	500	600	700	810	910	1030	1120	1250		
	fuel *grms* cycle	0998	1014	.101	.112	.1193	1228	1237	130	1303		
9.9	pump speed	300	510	590	720	805	915	1000	1115	1205	1315	1395
	fuel *grms* cycle	.0516	0564	.0579	.0689	0766	0836	.0857	0774	0810	0846	0840
11.9	pump speed	600	710	800	900	1020	1120	1200	1340			
	fuel *grms* cycle	.0348	0.39	.0404	.0404	.040	.0463	.0467	.0462			

Note :—Pump speed is in revolutions per minute.

—Rack position is measured in mms. from the full delivery position with the maximum fuel stop screwed out.

—For plotting the results reference is made to bibliography (4).

Table 1

For $\alpha = 27°$

R.P.M.	300	500	800	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2200	2400	2600	2800
Force lbs.	.127	.352	.90	1.408	2.03	2.76	3.61	4.57	5.63	6.82	8.12	9.5	11.05
Force kgs.	.058	.16	.409	.64	.92	1.25	1.63	2.07	2.56	3.08	3.66	4.3	5.01

Table 2

For $\alpha = 32°$

R.P.M.	300	500	800	1000	1200	1400	1600	1800	2000	2200	2400	2600	2800
Force lbs.	.171	.475	1:22	1.9	2.74	3.72	4.86	6.16	7.6	9.2	10.95	12.82	14.9
Force kgs.	.078	.216	.552	.864	1.25	1.69	2.21	2.8	3.46	4.18	4.97	5.84	6.77

B.—*Forces due to the spring effect:*

For spring "A": Initial deflection, appendix 1, = 7.78 cms.
Force due to the initial compression = 1.945 kgs.
For spring "B": Initial deflection, appendix 1, = 1.53 cms.
Force due to the initial compression = 1.88 kgs.

APPENDIX 3

AREA FOR AIR FLOW IN BUTTERFLY VALVE

1.—Valve plate at an angle $\alpha = 27°$:

Length of major axis of the disc plate = 53.2 mms. (2.095″)
Length of minor axis of the disc plate = 50 mms. (1.97″)
Perforated area =.224 sq. ins.
Net area of valve = 3.016 sq. ins.
Net projected area of valve
= 3.016 sin (α) = 1.368 sq. ins.
Area of main venturi = 3.04 sq. ins.
Area for air flow = 1.672 sq. ins.

2.—Valve plate at an angle $\alpha = 32°$:

Net projected area of valve
= 3.016 sin (α) = 1.6 sq. ins.
Area for air flow = 1.44 sq. ins.

Governor Specifications :

The butterfly value is fitted with an auxiliary venturi, fig. (4).

Diameter of the venturi throat	= 50 mms.
Diameter of the diaphragm	= 77 mms.

Main spring "A" :

Free length	= 130.5 mms.
Length at full load	= 52.7 mms.
Stiffness	= 0.25 kg./cm.

Main Spring "B" :

Free length	= 44.5 mms.
Length at full load	= 29.2 mms.
Stiffness	= 1.23 kgs./cm.

Note : A special seat was used to adapt this spring in its place in the vacuum chamber.

Idling spring :

Freen length	= 25 mms.
Stiffness	= 12.7 kgs./cm.

APPENDIX 2

A.—*Forces due to the vacuum, for $\alpha = 27°$ and $\alpha = 32°$:*

The vacuum created by the flow of air through the butterfly valve is calculated from equation (8) and the following data :

Atmospheric pressure	= 14.7 p.s.i.a.
Atmospheric temperature	= 80°F.
Therefore ρ_a	= .0735 lb./cu ft.
Volumetric efficiency (estimated)	= .85
C	= .65
C_3	= .005
A_b (appendix 3)	= 1.672 sq. ins. for $\alpha = 27°$.
	= 1.44 sq. ins. for $\alpha = 32°$.

The vacuum produced is then calculated from equation (8) :

$\triangle P_v$ for $\alpha : 27°$	$= 1.95 \times 10^{-7} \times N^2$ p.s.i.
$\triangle P_v$ for $\alpha : 32°$	$= 2.63 \times 10^{-7} \times N^2$ p.s.i.
Area of the diaphragm, appendix 1	= 7.2 sq. ins.

Therefore the force acting on the diaphragm can be given by :

for $\alpha : 27°$	$= 14.05 \times 10^{-7} \times N^2$ lbs.
and for $\alpha : 32°$	$= 19 \times 10^{-7} \times N^2$ lbs.

By substituting in the above two equations for different values of engine speed the following results are obtained :

When the idling plunger is improperly adjusted, fig. (7), the behaviour of the engine can be divided into three parts: (a) Curve AB, where the diaphragm is in touch with the idling plunger while the load on the engine is still very small resulting in overspeeding. A slight increase in the load causes a great drop in speed without any appreciable motion of the diaphragm since the vacuum is acting against both the main and idling springs. (b) Curve BC, the beginning of which indicates the speed at which the diaphragm starts to leave the idling plunger and any slight drop in speed causes an appreciable displacement of the rack towards the maximum fuel position, allowing the engine to attain a nearly constant speed up to full-load and a sharp rise in the torque-speed curve is produced. (c) Curve CD, during which the engine is overloaded and the motion of the rack is stopped since it is in contact with its stop.

Also, it is to be noticed that the maximum deviation in the predicted speed at which the governor starts its action is only 7 % higher than the corresponding measured value.

CONCLUSIONS

For any Diesel engine the pneumatic governor can be designed to give the required speed drop and a fair idea about the shape of the torque-speed curve can be obtained by applying the graphical method given in this paper. In general, the behaviour of the engine can be summarized by the following:

1.—A spring of a lower stiffness results in a steeper torque-speed curve and a smaller speed droop and vice versa.

2.—Higher governed speeds at full-load can be obtained by using a butterfly valve of a larger diameter, or by increasing the initial compressive force of the main spring, either by increasing the initial deflection or by using a stiffer spring.

3.—The maximum torque produced at all engine speeds is mainly dependent upon the setting of the maximum fuel stop which affects the maximum amount of fuel delivered per cycle, assuming proper combustion. The effect of the speed on the torque lies in its effect on the pump characteristics, the mechanical and indicated thermal efficiencies.

4.—An improper adjustment of the idling plunger might result in overspeeding or irregular operation during idling and light loads.

Since the operation of the pneumatic governor depends upon the vacuum in the inlet manifold, therefore the presence of the air filter has an effect on the engine power output. The pressure loss in the air filter affects the power output not only due to the drop in the volumetric effiicency but also due to the decrease in the governed spead at full-load, which results in a corresponding loss in power output. This emphasises the importance of keeping the air filter as clean as possible and the oil level in wet-type filters within the recommended level. On the hand, in engines of high speed droops, the removal of the air filter, or any leakage in the diaphragm chamber or its connections might cause overspeeding.

APPENDIX 1

Engine Specifications:

Number of cylinders	= 6
Cycle	= 4 strokes per cycle.
Compression ratio	= 15.8
Bore	= 3.5 inches.
Stroke	= 5 inches.
Combustion chamber type	= Swirl type.

Fuel pump: plunger-controled ports type, enclosed camshaft with six pumping elements, plungers are with lower helix, fitted with a pneumatic governor.

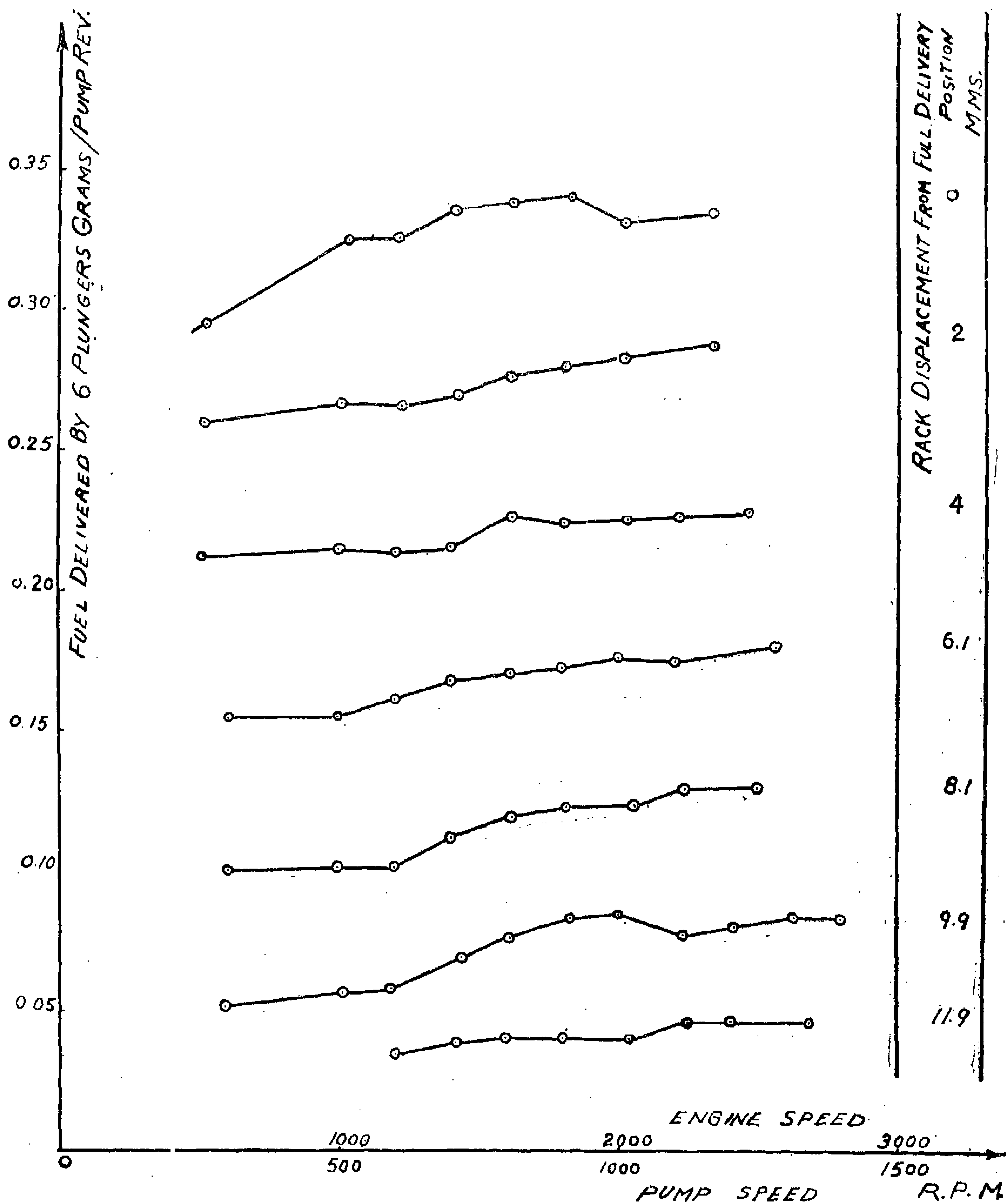


FIG. 11 : Results of Tests on Fuel Injection Pump.

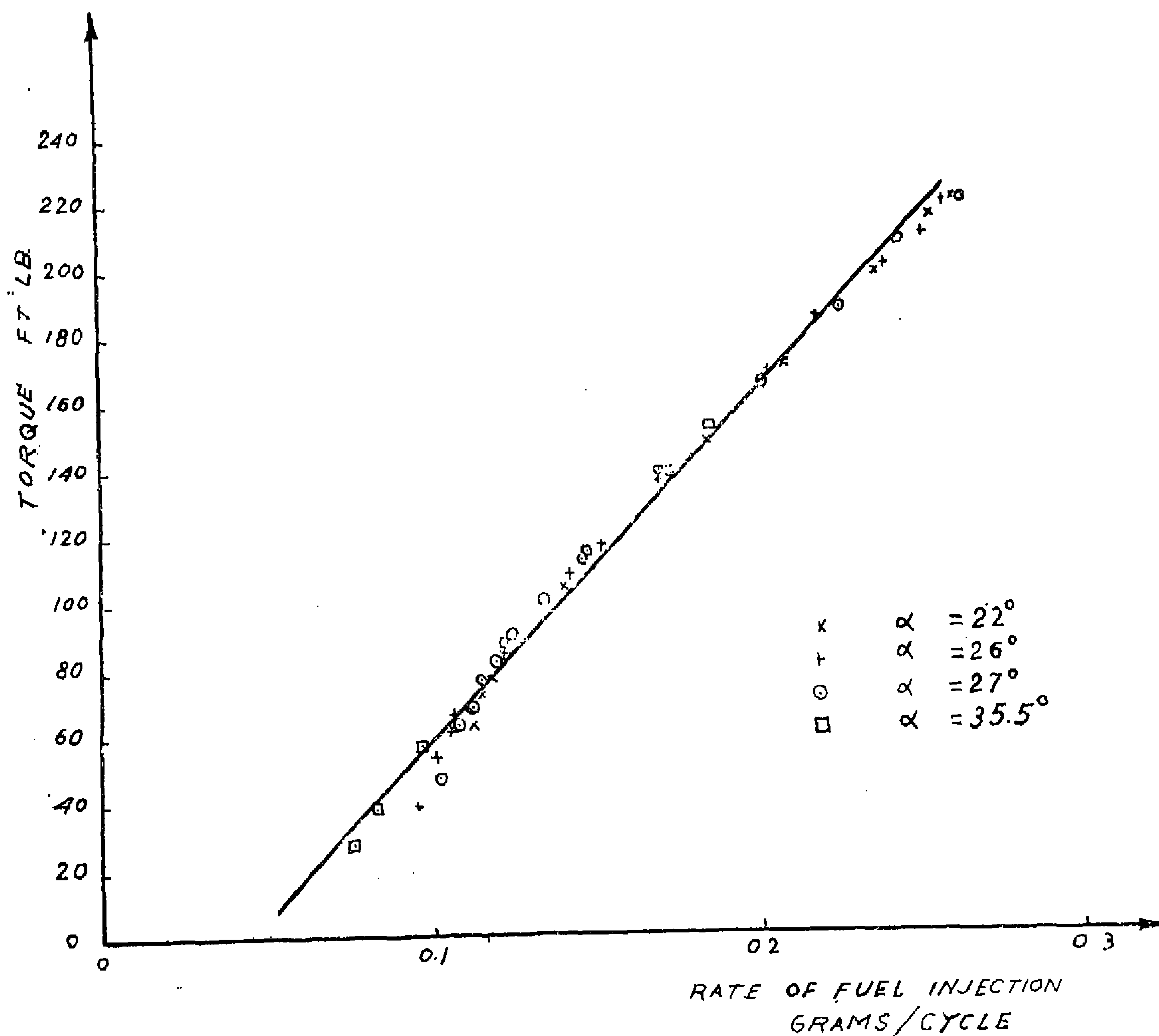


FIG. 10 : Variation of Torque with the Fuel Injection Per Cycle, for Different Valve Openings.

DISCUSSION OF RESULTS

The experimental results agreed fairly well with the predicted performance at all governor settings. However the deviation between the experimental results and the predicted performance is in the overload region, where the former shows a slightly increasing torque, while the latter shows a decreasing torque. This differlnce is due to the assumption that the variation in the torque with the amount of fuel injected follow a straight line relationship. Actually the torque is directly proportional to the brake mean effective pressurl which in turn is proportional to the indicated thermal and mechanical efficiencies in addition to the amount of fuel injected per cycle. The drop in speed in the overload region reduces the frictional and pumping losses and improves the mechanical efficiency. Besides, the drop in speed has an effect on the time losses and cooling losses which affect the indicated thermal efficiency. In general, an increase in the brake thermal efficiency is expected during slight overloading due to the drop in speed, and the torque calculated should have a higher value than that indicated by the straight line relationship.

The experiments included a measurement of the torque produced by the engine at different speeds, with the butterfly valve plate at a constant opening. Tests were made at the following governor settings :

(a) Spring "A", with the idling plunger improperly adjusted, by pushing it too far towards the diaphragm.

(b) Spring "A", with the idling plunger properly adjusted.

(c) Spring "B", with the idling plunger properly adjusted.

It should be noted here that the idling plunger is properly adjusted if it gets in contact with the diaphragm when the rack is just before the minimum fuel positiin. The amount of fuel injected at this position is just enough to run the engine during idling.

The results of these tests were plotted in figures (7, (8) and (9) and given in table (4). On the same figures the predicted torque-speed curves were plotted for comparison.

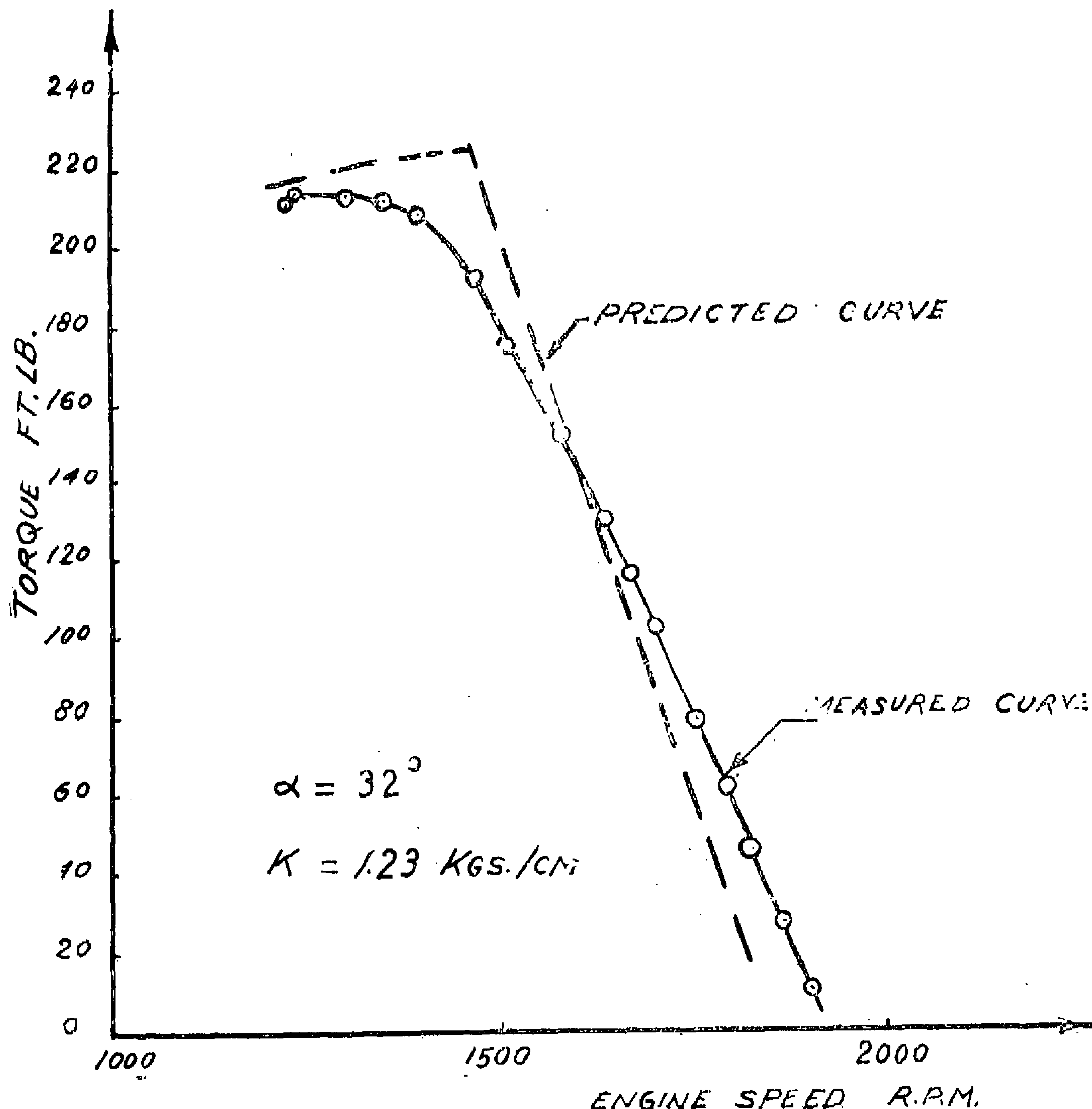


FIG. 9 : Experimental and Measured Torque-Sjeed Curves.

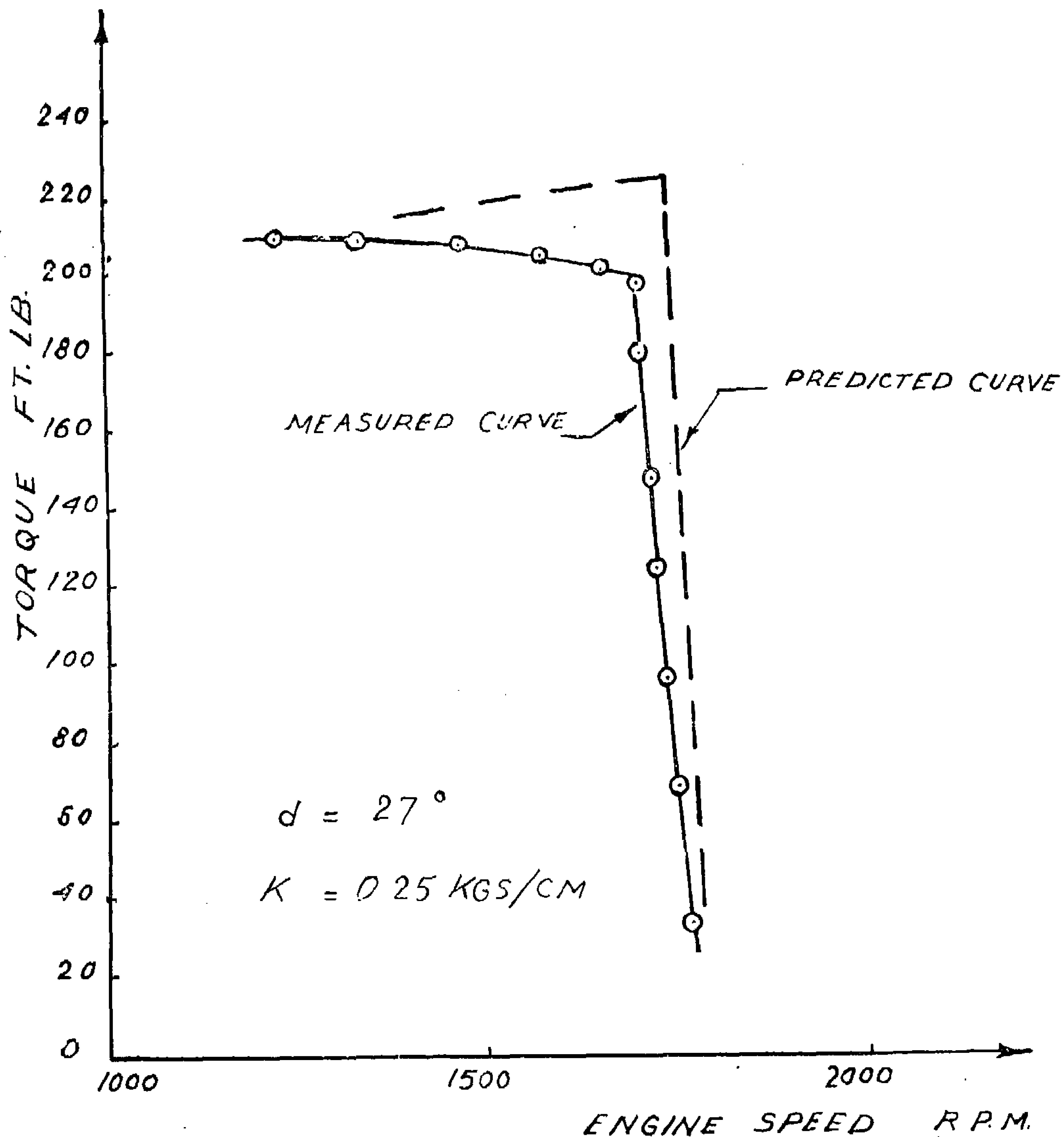


FIG. 8 : Experimental and Predicted Torque-Speed Curves.

APPARATUS AND EXPERIMENTAL RESULTS

The engine used for the tests was a four-stroke, six cylinder, Diesel engine, 3.5 × 5″, fitted with a C. A. V. fuel pump with a pneumatic governor. The load on the engine was applied by a Froude hydraulic dynamometer.

The pump delivrey characteristics at different speeds and rack positions was obtained by testing the pump on a test stand with the injectors of the engine fitted at the ends of the fuel lines, and the injection pressure kept at 155 kgs./cm.^{2}, as specified for the engine. The tests included different rack positions starting from full delivery position with the rack stop completely screwed out. Later on, when the pump was fitted on the engine this stop was adjusted to its original setting which was 2.8 mms. before the full delivery position was reached. It should be noted here that, at a fixed rack setting, the general behaviour of the pump was to deliver an increasing amount of fuel at the higher speeds due to the increase of the throttling effect through the fuel ports. The results of these tests are given in table (3) and plotted in fig. (11).

straight line whose slope equals $\tan^{-1}$ (K). When the diaphragm is acted upon by the idling plunger the slope of the line is $\tan^{-1}$ $(K + K_1)$. The spring forces are calculated and plotted, for spring "A" in the lower left corner of figure (5), and for spring "B" in figure (6). The specifications of the springs are given in appendix (1) and the calculations in appendix (2).

The position of the fuel-control rack is determined at the spring deflection which produces a force equal to that created by the vacuum in the diaphragm chamber. The amount of fuel injected at each rack position is then determined from the injection pump characteristics (fig. 11), at the corresponding engine speed.

From the above information and by simple projection it is possible to plot the fuel-speed curve which shows the amount of fuel injected per cycle against the engine speed, as shown in figure (5) and (6). Curve ABCD of figure (5) is for the engine at a valve opening of 27, with spring "A" and the idling plunger too far towards the diaphragm. Curve A'BCD of the same figure is for the engine with the same springs, but the idling plunger is properly adjusted. Figure (6) is for the same engine at a valve opening of 32, and with another spring "B" of a higher stiffness.

The torque produced at each engine speed is estimated according to the amount of fuel injected per cycle from the torque-fuel curve of figure (10) which can be determined experimentally for every individual engine. For our calculations this curve is approximated to a straight line. The resultant torque-speed curves are shown in figures (7), (8) and (9), and are compared with the experimental results.

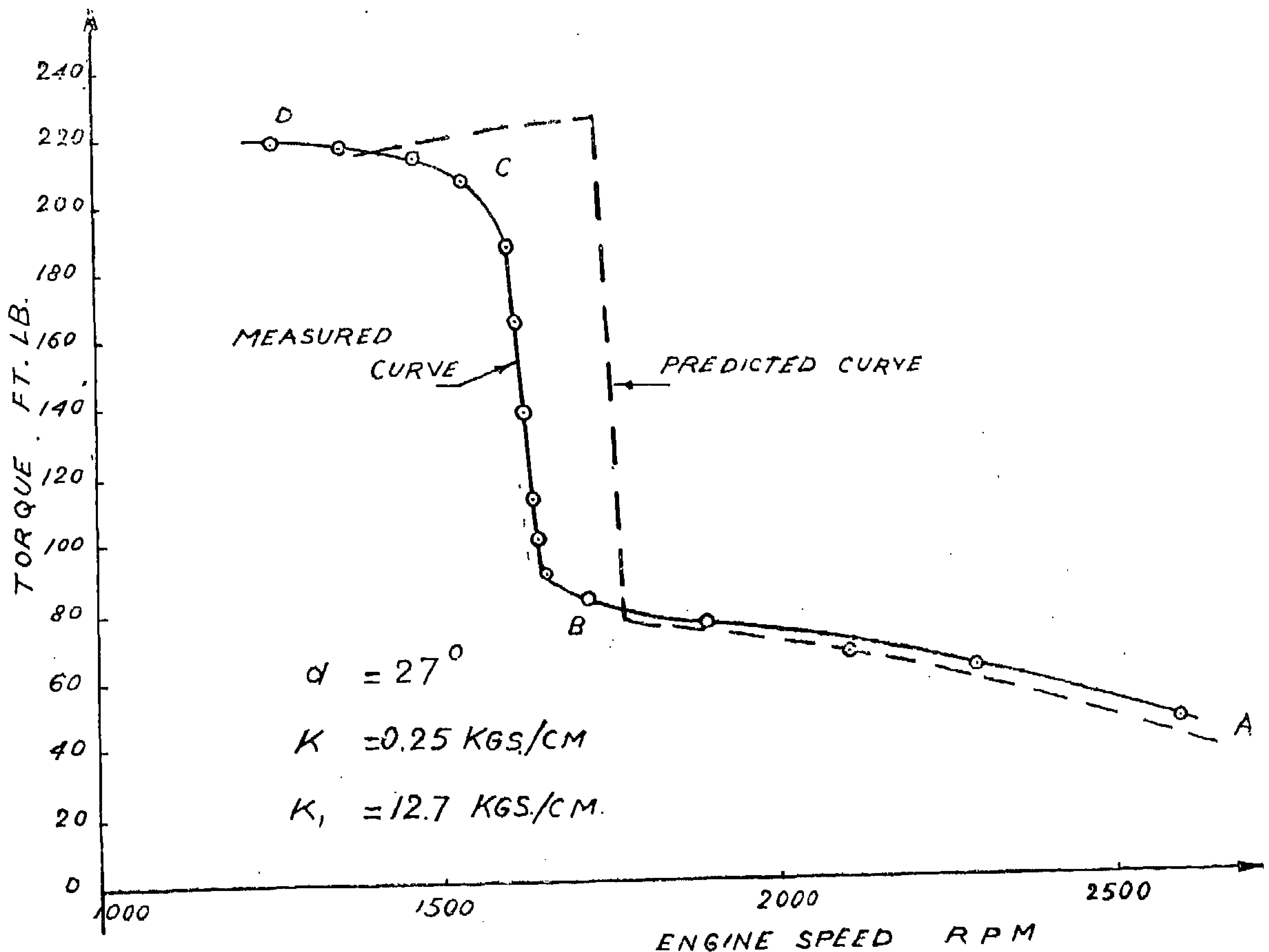


FIG. 7 : Experimental and Predicted Torque-Speed Curves.

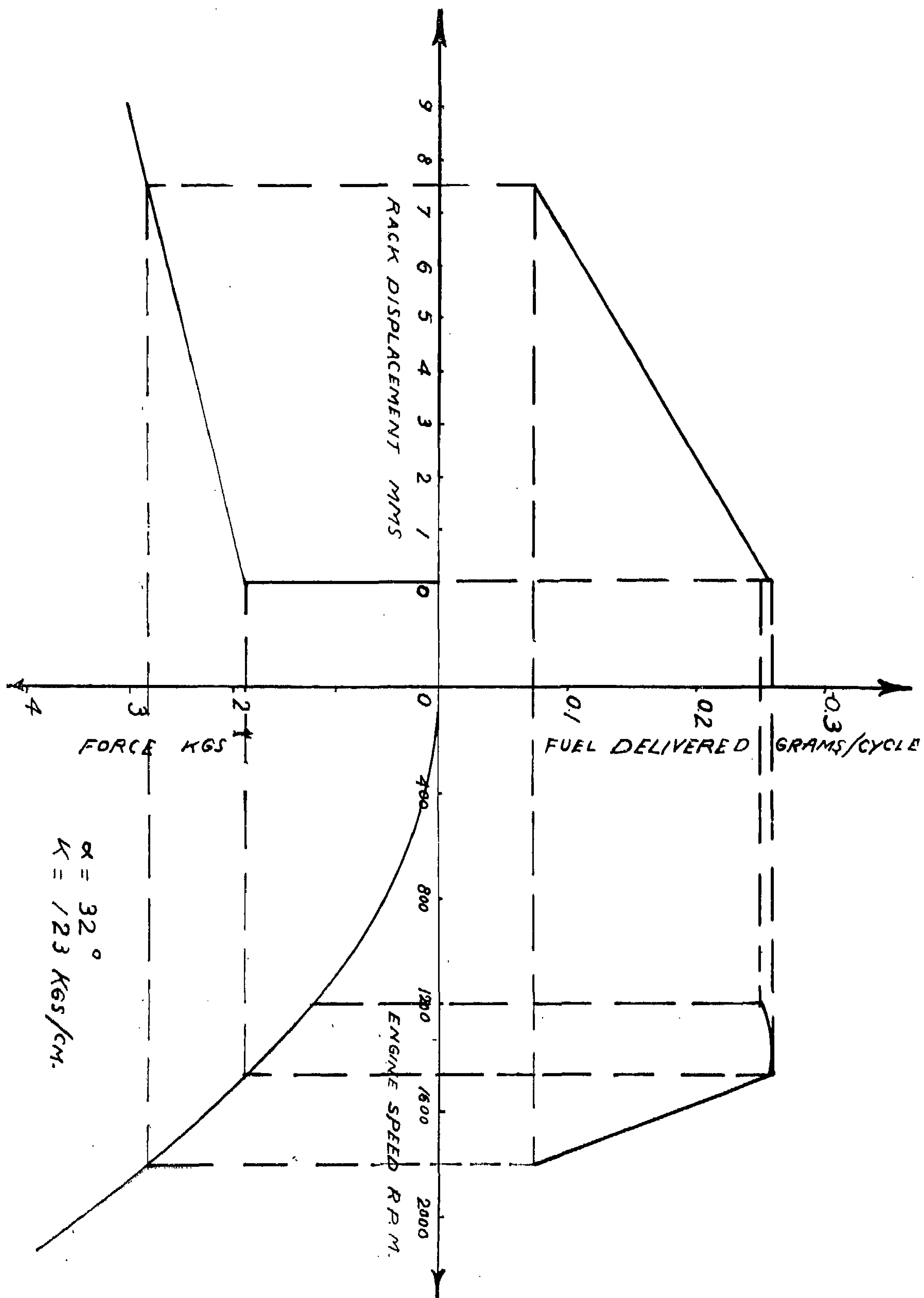


FIG. 6 : Graphical Method for Prediction of Torque-Speed Curve.

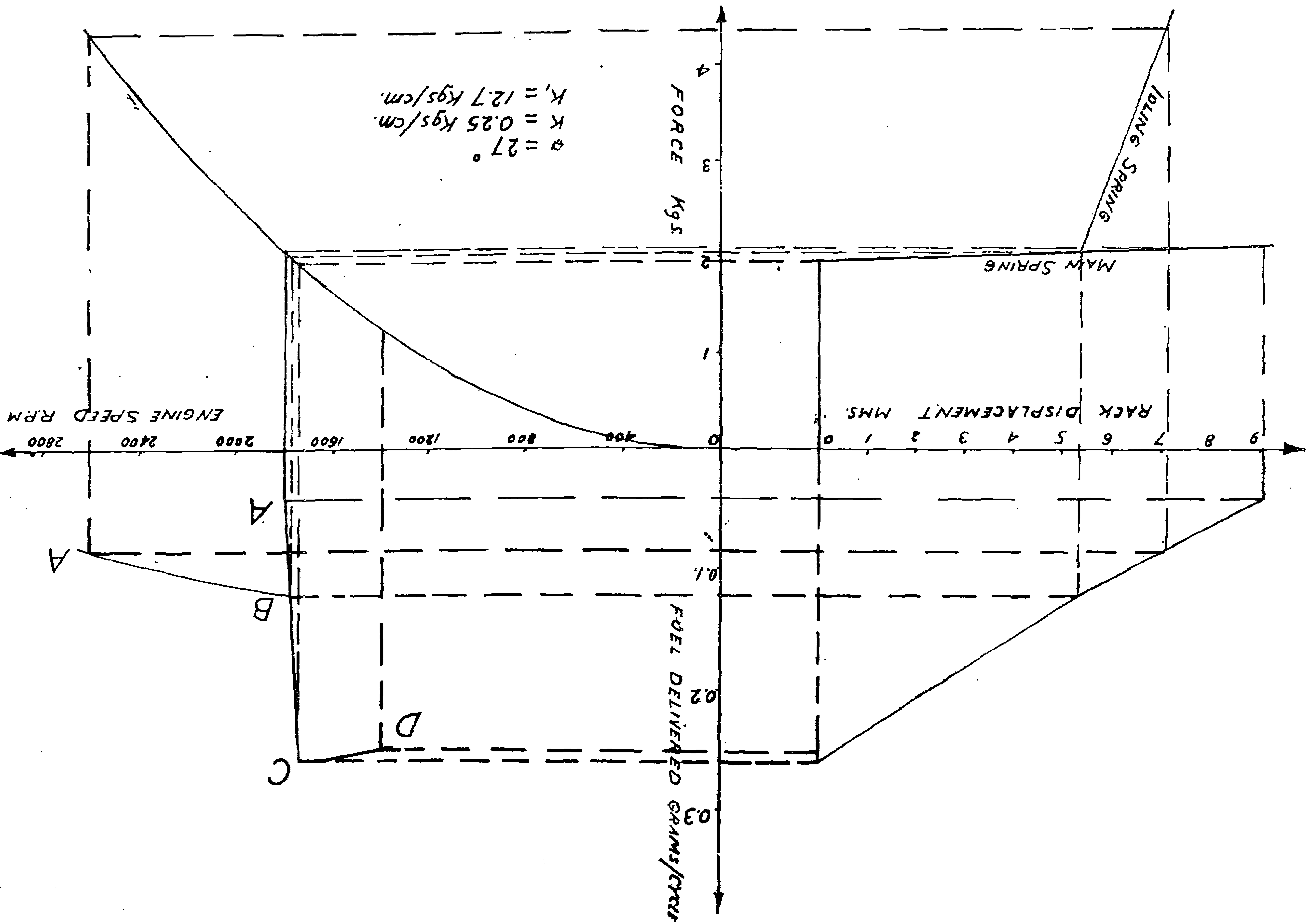


FIG. 5 : Graphical Method for Prediction of Torque-Speed Curve.

where L is the rack travel from its stop on one side to the point when the diaphragm gets in contact with the idling device on the other side. This distance is obtained from the pump characteristics, such that the amount of fuel injected per cycle at full-load and no-load corresponds to that which will allow the engine to produce the corresponding torque and which is obtained from the curve relating the torque and the fuel injected per cycle.

The initial deflection of the main spring is estimated from the following relation :

$$X_o = \frac{A\ (\triangle\ P_{v\ F.L.})}{K} \qquad (5)$$

The full shape of the torque speed curve between the points of no-load and full-load and in the overload region depends on the fuel pump and injector characteristics which should be chosen to suit the load which the engine is designed to carry, and to give the required torque-speed characteristics. The full torque-speed curve can be plotted from the graphical method given in this paper.

GRAPHICAL METHOD FOR THE PREDICTION OF THE TORQUE-SPEED CURVE

For the prediction of the torque-speed curve few assumptions are made. First, the presure drop in the air filter and connecting tube is neglected since it is very small compared to the vacuum produced by the air flow. Therefore, from equation (2), the vacuum equals the velocity head at the entrance to the pitot tube. In order to calculate the velocity head a knowledge of the flow pattern around the valve-plate is necessary, but this point has not been investigated yet because of its complexity particularly in turbulent flow range. However it was possible to calculate the velocity head, for the design purposes, from the air flow rate, the flow area and a "Flow Coefficient", which was determined from a previous experimental investigation (1). Second, the butterfly valve was considered as an orifice whose area equals the difference between the pipe area and the area of the valve plate when prejected on a plane perpendicular to the pipe axis, shown by the hatched area in fig. (4). Third, the air was considered an incompressible fluid during its flow through the butterfly valve because the pressure drop is very small.

Therefore the rate of air flow into the engine can be expressed in terms of the swept volume, V_s, and the engine speed N, as follows :

$$\text{Rate of air flow} = C_1 \times \eta_v \times V_s \times \rho_a \times N \qquad (6)$$

and it can be expressed in terms of the flow area and the vacuum in the butterfly valve as follows :

Rate of air flow =

$$= C_2 \times A_b \times C \sqrt{\rho_a \times \triangle P_v \times 9} \qquad (7)$$

Therefore the vacuum can be calculated from equations (6) and (7) and is given by :

$$\triangle P_v = C_3 \left(\frac{\eta_v}{C}\right)^2 \times \frac{V_s^2 \times N^2}{A_b^2} \times \rho_a \times \frac{1}{9} \qquad (8)$$

The force acting on the diaphragm is calculated from equation (8) and the area of the diaphragm. The calculations are made for two valve openings $\alpha = 27°$ and $\alpha = 32°$, and the results given in tables (1) and (2) and plotted in the lower right corners of figures (5) and (6). Details of the calculations are given in appendix (2).

The initial compressive force of the main spring is determined from its initial deflection and stiffness, equation (3), and represented rgaphically at the point of zero rack displacement. As the rack leaves its stop and moves towards the no-load position the main spring is compressed further and the force acting on the diaphragm is given by equation (1), and represented graphically by a

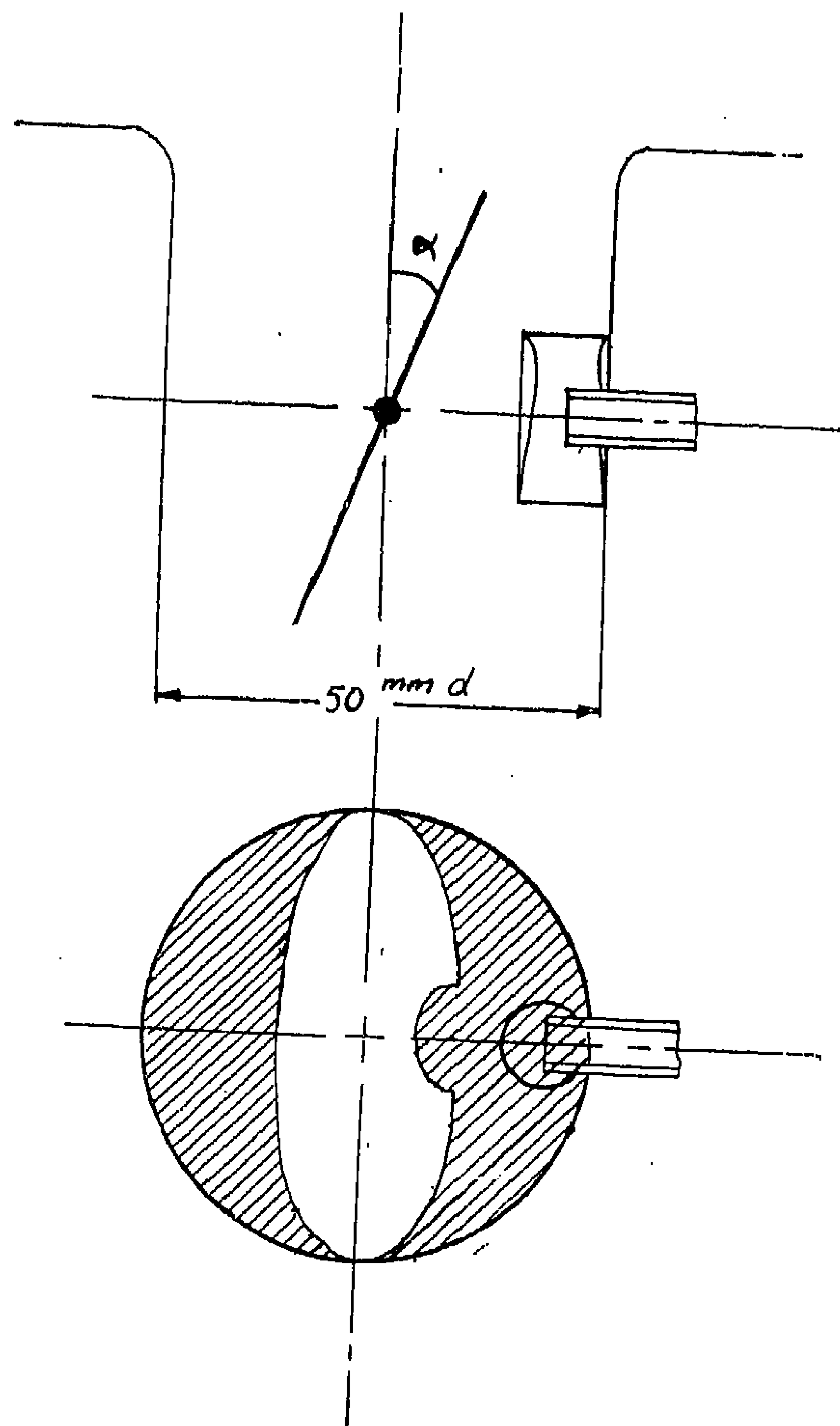


FIG. 3 : Forces Acting on Diaphragm with Different Springs.

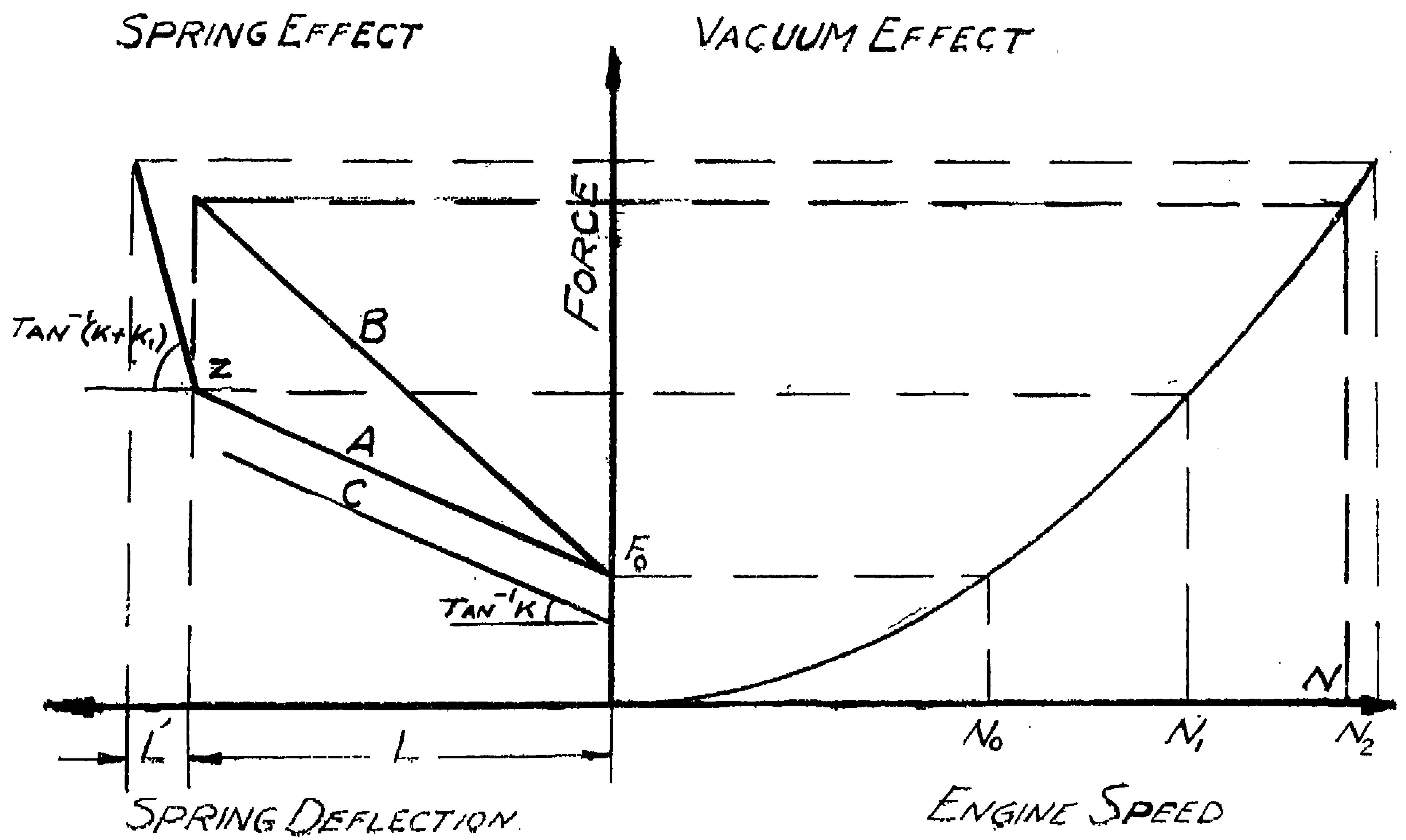


FIG. 4 : Area for Air Flow.

This means that the rack will be in continuous contact with its stop until the vacuum produces a force bigger than the initial compressive force, F_0 of the spring. The speed N_0, at which such vacuum is produced is referred to as the governed speed at full-load, which is a function of the butterfly valve opening and the initial compressive force of the spring. The no-load speed is that at which the vacuum is high enoug to produce a force to move the diaphragm against the force of the main spring until the diaphragm gets in contact with the idling device.

The rise in speed from the full-load governed speed to the no-load speed, expressed as a percentage of the full-load speed is called the "Permanent Speed Change" (2). Sometimes it is expressed as "Regulation or Speed Droop" which equals the speed differential between the no-load point and the cut off or cut-on point whichever is lower (3).

In the pneumatic governor, a butterfly valve is used to restrict the area for air flow causing an increase in its speed and in the velocity head which results in a corresponding incresae in the vacuum acting on the diaphragm. Since the initial compressive force of the spring is constant, it can be concluded that lower governed speeds at full-load can be obtained when the valve is partially opened, as illustrated in fig. (2).

The effect of increasing the stiffnes of the main spring, with other variables being constant, line B of fig. (3), is a higher maximum speed and a greater speed droop. A less steep torque-speed curve is the main spring will result in a drop in the governed speed at full-load, as shown by line C of the same figure.

However an irregular operation of the governor is expected during idling, where the rack is near the minimum fuel position. To overcome this difficulty an auxiliary idling device is used. It consists of an idling plunger acted upon by an idling spring, a damping or an air valve. With the idling spring in operation another torque-speed curve is obtained, the slope of which is given by $\tan^{-1}(K + K_1)$. Fig. (3) indicates that the diaphragm moves a distance L against the force of the main spring due to an increase in engine speed from N_0 to N_1 while an equal increase in speed from N_1 to N_2 causes a motion through a much smaller distance L′ where the two springs are in operation. Point Z on the same figure can be moved further by moving the idling plunger away from the diaphragm, i.e., increasing the distance L through which the main spring is only in action resulting in limiting the maximum speed reached by the engine if the full-load is suddenly removed. The setting of the idling plunger is performed by a screw which should be adjusted manually to give regular idling and prevent overspeeding.

In engines fitted with a damping or an air valve the vacuum is broken by the flow of air through the valve ,and the performance of the engine during idling depends on the rate of air flow through the vacuum chamber.

GOVERNOR DESIGN

The following procedure deals with the governor design as regarding its effect on the torque-speed curve only. The minimum size of the venturi is that which will allow the engine to run at the maximum speed with the valve fully opened. However bigger diameters can be used and the valve is partially closed. The main spring stiffness and its initial deflection can be estimated to give the required maximum speed and speed droop, assuming that the diaphragm diameter, the valve diameter and its inclination are known. The force due to the vacum is estimated from the rate of air flow, flow area and the flow coefficient which is determined experimentally (1). Therefore the main spring stiffness is given by :

$$K = \frac{A\,(\triangle P_{v\,N.L.} - \triangle P_{v\,F.L.})}{L} \qquad (4)$$

AIR FILTER
VENTURI SHAPED THROAT
BUTTERFLY VALVE
INLET PIPE TO ENGINE
AUXILIARY VENTURI
CONNECTING TUBE
AIR FILTER AND OIL CAP
DIAPHRAGM
DIAPHRAGM CHAMBER
MAIN SPRING
IDLING SPRING
SET SCREW TO ADJUST IDLING SPEED
FUEL CONTROL RACK
IDLING PLUNGER
DAMPING VALVE
DAMPING VALVE GUIDE
(A)
(B)

FIG. 1 : Two Different Types of Pneumatic Governors

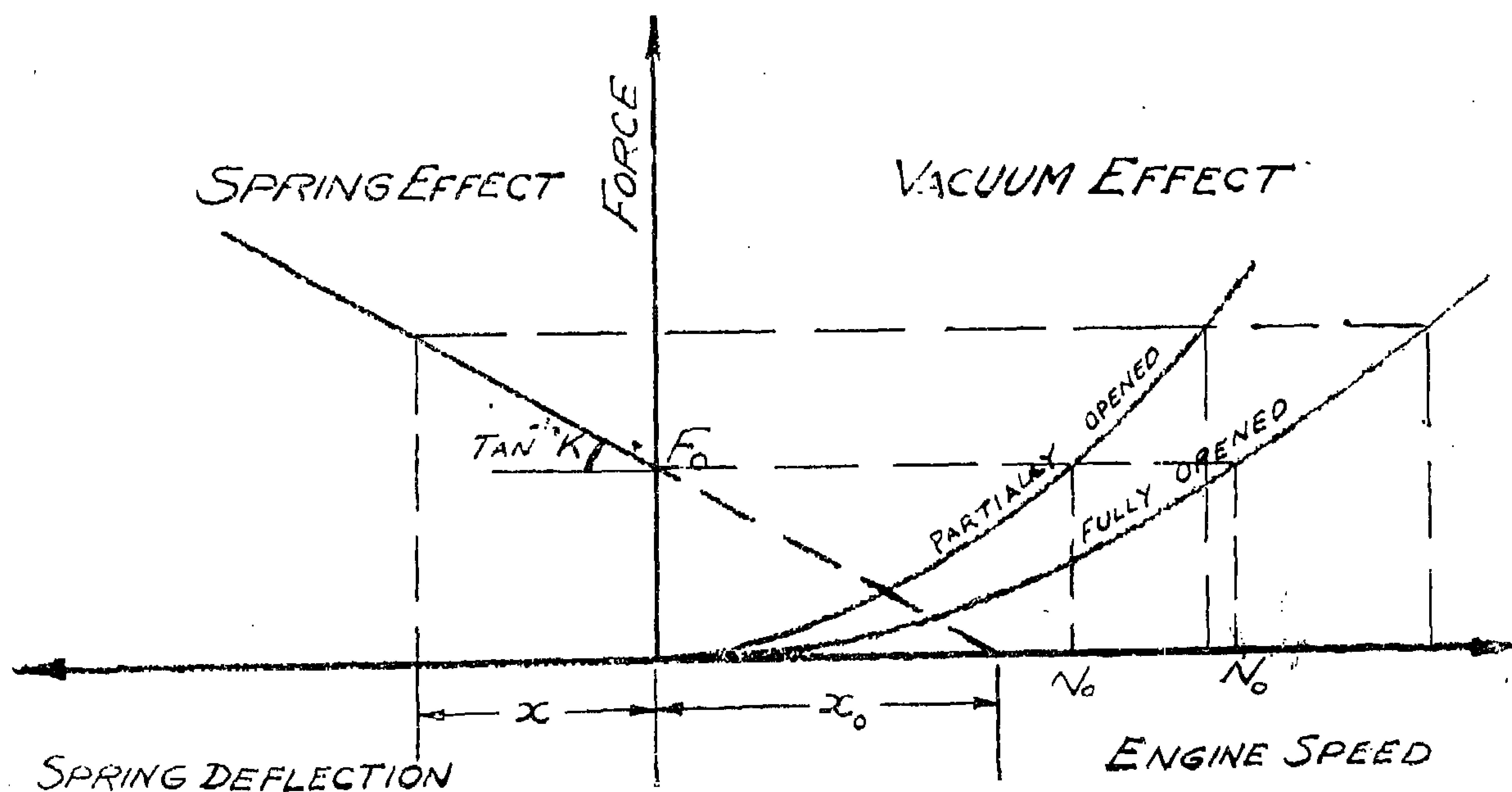


FIG. 2. Forces Acting on Diaphragm.

Subscripts :

N.L. refers to no-load conditions.

F.L. refers to full-load conditions.

Notes :

Number in brackets refer to references in bibliography.

It was found more convenient to plot the curves in figures (5), (6) and the pump characteristics of figure (11), in the metric system.

INTRODUCTION

Most of the literature written on engine governing deals with the centrifugal governor and the very few which are written on the pneumatic governor are mostly of descriptive nature. Due to lack of information on this subject this investigation was carried out for the design of the pneumatic governor and the prediction of the torque-speed characteristics of the engine. Many Diesel engines of different makes, fitted with pneumatic governors, were tested and some of them showed abnormal torque-speed curves and there was a danger of damage due to overspeeding if the load dropped suddenly from full-load to no-load. A corrertion of such performance was seeked.

The pneumatic governor is of the full-range type, suitabe for commercial vehicles, marine and industrial engines. It is a small compact unit particularly suitable for engines of small capacity where space is limited and weight saving is of primary importance. The governor consists of two main parts: the vacuum producing unit which consists of a butterfly valve fitted in the passage of the air to the engine, and the diaphragm which is connected to the fuel-control rack of the pump and operated by the effect of the vacuum. A diagramatic sketch showing two different types of governors is given in figure (1). Fig. (1, A) is for a governor applying a venturi shaped throat with an auxiliary venturi, an idling spring and a net screw to adjust the position of the idling plunger. In other designs the idling plunger is automatically operated by a cam during idling, and put out of operation at high loads. Fig. (1, B) is for a governor with the butterfly valve plate fitted in the inlet manifold without any venturi, and a damping valve assembly. Other arrangement include a secondary auxiliary venturi with an air valve assembly for idling speed adjustment.

GOVERNOR OPERATION

The principle of operation of the governor is based on the fact that the depression created by the flow of air through the venturi operates the diaphragm and the fuel-control rack of the pump. Changes in the value of the depresion cause movement of the diaphragm which results in corresponding changes in the fuel injection pump and a selected engine speed is maintained within variable limits depending on the governor design.

Referring to fig. (1) one can see that the diaphragm can be in equilibrium when the spring force is equal to the force created by the pressure difference on both sides of the diaphragm. Referring to fig. (2) we can write:

$$\triangle P \times A = K (X + X_o) \qquad (1)$$

If the rack-side of the diaphragm is exposed to the atmosphere the drop in pressure is given by:

$$\triangle P = P_{atm} - \triangle P_f - \triangle P_v - \triangle P_t \qquad (2)$$

And when the rack is in the maximum fuel position, i.e. in contact with the rack-stop, $X = 0$, and equation (1) becomes:

$$\triangle P \times A = K \times X_o = F_o \qquad (3)$$

Prediction Of The Torque - Speed Characteristics & Design Of Pneumatic Governors For Diesel Engines

By

Dr. N. A. HENEIN

Univ. of Alexandria
(Egypt, U.A.R.)

ABSTRACT

The effect of the pneumatic governor on the torque-speed characteristics of the Diesel engine is studied both theoretically and experimentally. A graphical method based on the analytical study of the governor operation is given for the prediction of the torque-speed characteristics of the engine. Fair correlation was found between the theoretical prediction and the experimental results of tests carried out on a four stroke, six cylinder Diesel engine.

NOMENCLATURE

A = Projected area of the diaphragm, sq. ins.
A_b = Area for air flow in butterfly valve, sq. ins.
C = A flow coefficient.
F_o = Initial compressive force of the springs, lbs, or kgs.
g ... = Gravitational acceleration, ft /sec^2.
K = Stiffness of the main spring, kgs./cm.
K_1 = Stiffness of the idling spring kgs./cm.
L = Fuel-control rack travel from its stop on one side to the point when the diaphragm gets in contact with the idling device on the other side.
L′ = Distance moved by the fuel-control rack while the diaphragm is under the effect of the main and idling springs.
N = Engine speed, r.p.m.
N_o = Engine speed at full-load, r. p.m.
P = Atmospheric pressure, p.s.i. a.
Vatm = Swept volume of the engine, cu.ft.
X_s = Diaphragm displacement, mms.
X_b = Initial deflection of the main spring, mms.
ΔP = Difference in pressure on the two sides of the diaphragm, p.s.i.
ΔP_f = Drop in pressure in the air filter, p.s.i.
ΔP_t = Drop in pressure in the tube connecting the butterfly valve and the diaphragm chamber, p.s.i.
ΔP_v = Drop in pressure due to the velocity head at the entrance of the pitot tube, p.s.i.
α = Angle of inclination of the valve plate to the pipe axis.
ρ_a = Specific weight of air, lb./cu. ft.
η_v = Volumetric efficiency.
C_1, C_2 and C_3 = Constants.

REFERENCES.

1. H. Glauert, "The Elements of Aerofoil and Airscrew Theory". Second Edition, Cambridge Univ. Press, 48.

2. Durand, "Aerodynamic Theory" (6 vols.), 1943.

3. J. D. van Manen, "Contra Rotating Propellers", Transactions I.N.A., vol. 98, vol. 98, 1956.

4. H. W. Lerbs, "Moderately loaded Propellers with Finite Number of Blades and an Arbitrary Distribution of Circulation", Trans. SNAME vol. 60, 1952 pp. 73-117.

5. M. Iwasaki, "Diagram for Use in Calculation of Induced Velocity by Propellers", Report of Research Institute for Applied Mechanics, vol. 6, Kyushu University, Fukuoka, Japan, 1958.

6. R. Guilloton, "Les Doublets d'Hélices", Société d'Etudes et de Réalisations Maritimes et Industrielles (SERMI), Paris, 1947.

7. W. B. Morgan, "Propeller Induction Factors", D.T.M.B. Report No. 1183, Nov. 1957.

8. R. Guilloton, "Considérations sur les Hélices", Publications Scientifiques et Techniques de la Direction des Industries Aéronautiques, Paris 1944.

9. F. Bahgat, "Axial Diagrams of Induced Velocities for Marine Propellers", Proceedings of the Engineering Societies, Vol. I, No. 2, Oct. 1962.

10. M. K. Eckhardt and W. B. Morgan : "A Propeller Design Method", Trans. Society of Naval Arch. and Marine Engineers, 1955.

11. R. Guilloton, "Les Courbures Induites des Ailes Minces", Assoc. Technique Maritime Aéronautique, Paris, 1955.

12. R. Guilloton, "Applications de la Courbure Induite au Calcul des Hélices Maritimes" A.T.M.A. Paris 1955.

14. H. W. Lerbs, "Propeller Pitch Correction Arising from lifting surface Effect". D.T.M.B. Report No. 942-1955.

15. F. Bahgat, "Propeller Curvature of Flow", International Shipbuilding Progress— under Publication.

Concluding remark

The induced velocities discussed in this paper are those related to the case of moderately loaded propellers, in which certain simplified assumptions could be made in order to reach a reasonable solution. For the special case of heavily loaded propellers, the effects of both the centrifugal forces, and the contraction of the slipstream on the induced velocity components have to be allowed for.

Moreover, the curvature of flow, which is a consequence of the induced velocity distribution in a chordwise direction along the propeller blades, is not discussed here, as it is thought as refinement in the theory towards practical applications,

It is hoped that our presentation of this problem will help towards the ultimate aim of better understanding of the marine propeller action.

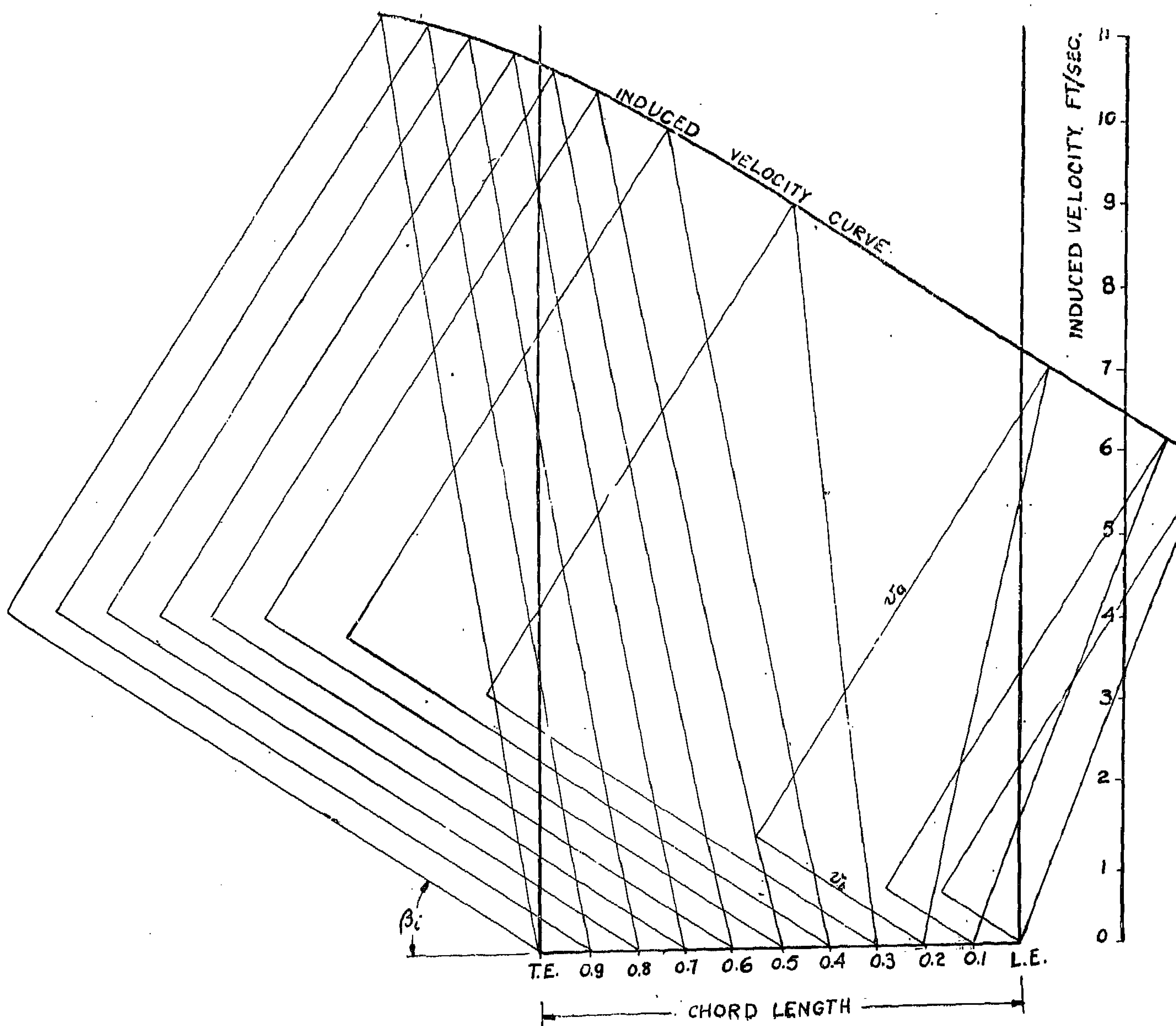


FIG. — 15 —

The Induced Velocity Distribution Along Chord.

A graphical method is proposed here for the determination of the resultant induced velocities along a marine propeller blade. Such method does not take into consideration the induced velocities at only one particular point and at only one blade radius as proposed by Lerbs ; but at all points along the blade chord length and for the different blade radii.

This graphical method is based on the knowledge "a priori" of the induced velocity diagrams, treated previously in the text, for both the axial and the tangential induced velocities [9]. With the determination of the induced velocities at each point along the blade chord an induced velocity curve could be drawn.

Construction of the Resultant Induced Velocity Curve.

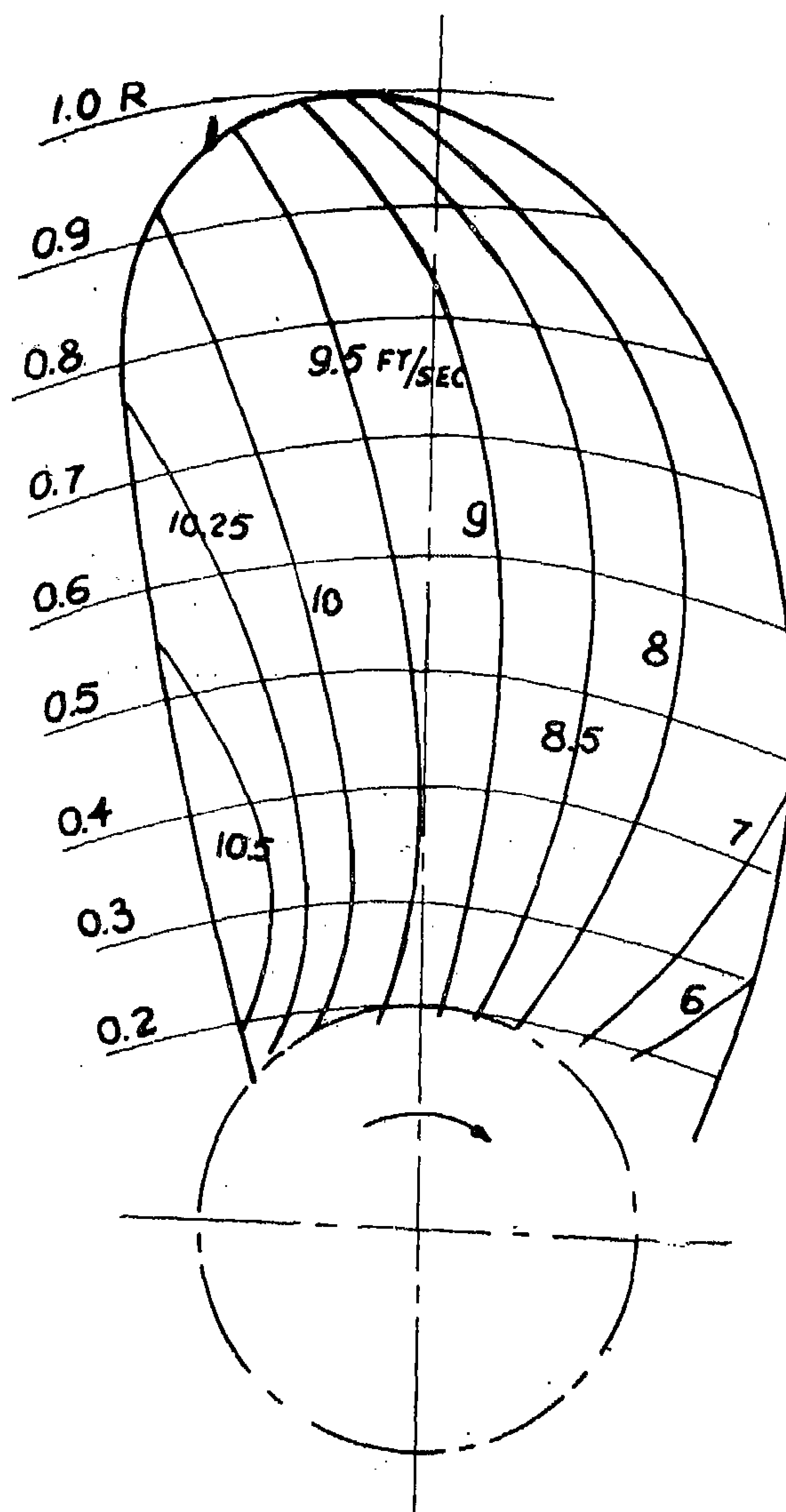
In order to demonstrate the method of construction of such a curve along a typical blade section ; (fig. 15) was drawn representing the 0.5 radius section of the wake-adapted propeller treated previously in the text. The blade section chord length is first laid off and divided into ten equal stations. Starting from that datum line the tangential induced velocity v_t for each station is drawn at a certain inclination representing the hydrodynamic pitch angle β_1. Normal to this vector the corresponding axial induced velocity v_a is drawn to the same scale thus determining the induced velocity vector diagram of that station.

The enveloping curve of the induced velocity vector diagrams for the ten stations thus represents the resultant induced velocity curve along the blade section chord length.

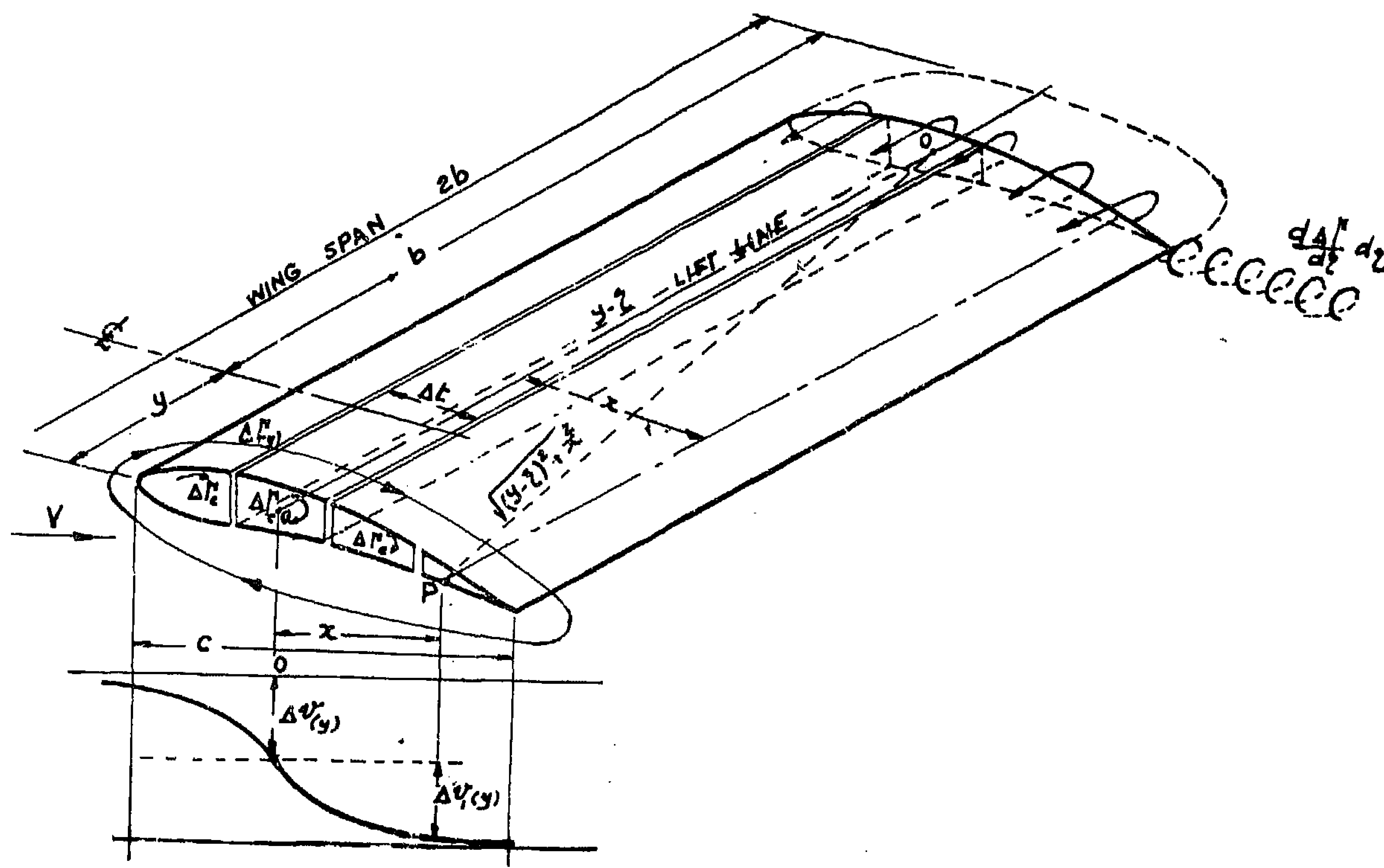
With the construction of the different curves for the remaining blade radii, the complete scanning of the resultant induced velocity field over the whole blade area would thus be achieved.

It should be mentioned here, however, that the lift line values of the induced velocity components are always represented at the one-quarter chord point following Weissingers' assumption. Moreover, when comparing the values of the resultant induced velocity at the three-quarter chord point of the 0.7 radius section; as calculated by Lerbs or that proposed by the Author the result would essentially be in good agreement. Furthermore, the proposed method renders, in a rather simple manner, the resultant induced velocities at all the remaining points not only along that particular radius but at all other radii of the propeller blade.

Finally, in reference [15] the Author has presented a method for the determination of the curvature of flow of moderately loaded marine propellers known as the "B-Method". This was based on the determination "a priori" of the induced velocity curves along the marine propeller blade radii thus proposed.



Induced velocity Field.



FI.G. — 14 —

Later Guilloton [12] modified his procedure to suit the case of marine propellers with the help of certain functions that he introduced. However, his procedure proved to be rather laborious.

Calculations by Weisinger and Lerbs

Another approach to solve the problem of the lifting surface of a flying wing was introduced by Weissinger [13]. He proposed a simplified lifting surface theory which assumed the bound vorticity to be concentrated at the one-quarter point of the chord length. Weissinger was able to calculate the resulting induced velocity at one specified station of the chord length, namely the three-quarter chord point by satisfying the boundary condition at that station.

Lerbs [14], using Weissinger's approximate theory in reverse, was able to apply it to a marine propeller blade. Lerbs calculations, however, were sufficiently accurate only at one particular point along the chord length, namely the three-quarter chord point, and at one particular radius, namely the 0.7 radius section.

The resulting normal induced velocity, at that particular point, was expressed in the following manner; retaining Lerbs notations:

$$w_n = \frac{V^* \sin \beta_i}{2} \times \sum_{\mu} \left[\left(\frac{C}{D} \sin \mu - x \cos \beta_i \cos \mu \right) \times \int_{x_h}^{1} \frac{G(x_o)\, dx_o}{(P/R)^3} \right]$$

of the lift line values is given, however, on (fig. 12) on the propeller complete velocity diagrams.

The resulting typical axial diagram of the axial induced vllocities, as proposed by the Author, is given on (fig. 13) for the case of a wake-adapted propeller [10] whose particulars are as follows:

Shaft horsepower	17,500
Speed	21 knots
Wake fraction	0.20
Thrust deduction factor	0.15

With the use of such diagram the axial induced velocity at any point in the slipstream of that propeller and at any radius could readily be determined.

A similar diagram could also be constructed for the determination of the tangential induced velocity distribution along the slipstream under the uniform loading condition.

Meanwhile, for the optimum loading condition, another system of diagrams could be drawn in order to determine both the axial as well as the tangential induced velocities under that condition and at any point along the slipstream.

It has to be noted, however, that through the determination of the different induced velocity values along the slipstream of a marine propeller; further advanced problems related to the hydrodynamic behaviour, as well as the action of the propeller itself could be readily solved.

(ii) *Propeller lifting surface conception.*

In the preceeding section we have treated the propeller blade as a lifting line and we were able to calculate the resulting induced velocities. Such treatment could be applied only in the case of relatively narrow blades as used in aeroplane propellers. Nevertheless, with broad blades associated with marine propellers; this would not be justified due to the fact that the induced velocities vary in a chordwise direction, and the propeller blade has to be represented by a lifting surface rather than a lifting line.

In what follows we are going to consider the variation of these induced velocities along the chord length of the marine propeller blade as resulting from the use of the lifting surface conception.

Calculations by Guilloton

In his approach to solve this problem Guilloton [11] first made use of the aeroplane wing and was able to calculate the resulting induced velocities from both the bound and free vortices. Consulting (fig. 14), the half-vortices which escape from a line of lift $\triangle t$ cause at the position y an induced velocity $\triangle v_{(y)}$ which could be represented by the following equation:

$$\triangle v_{(y)} = \int_{-b} \frac{d \triangle \Gamma (\xi)}{4 \pi} \times \frac{1}{y-\xi}$$

At point P, situated at distance x from the lift line $\triangle t$ taken as origin, the induced velocity is considered as the sum of two terms; one term $\triangle v_{(y)}$ induced by the half-vortices existing in rear of point P and a second term $\triangle v_{1(y)}$ induced by the sheaf of length x existing between the point P and the section $\triangle t$. This last term was given by the following formula:

$$= \triangle v_{1(y)} \int_{-b}^{+b} \frac{d \triangle \Gamma (\xi)}{4 \pi} \times \frac{x}{(y-\xi) \times \sqrt{(y-\xi)^2 + x^2}}$$

The process was then repeated for other lift lines and the resulting induced velocities along the chord length was drawn. Furthermore, with the knowledge of these velocities, Guilloton was able to calculate both the induced incidence and the induced curvature of the profile itself.

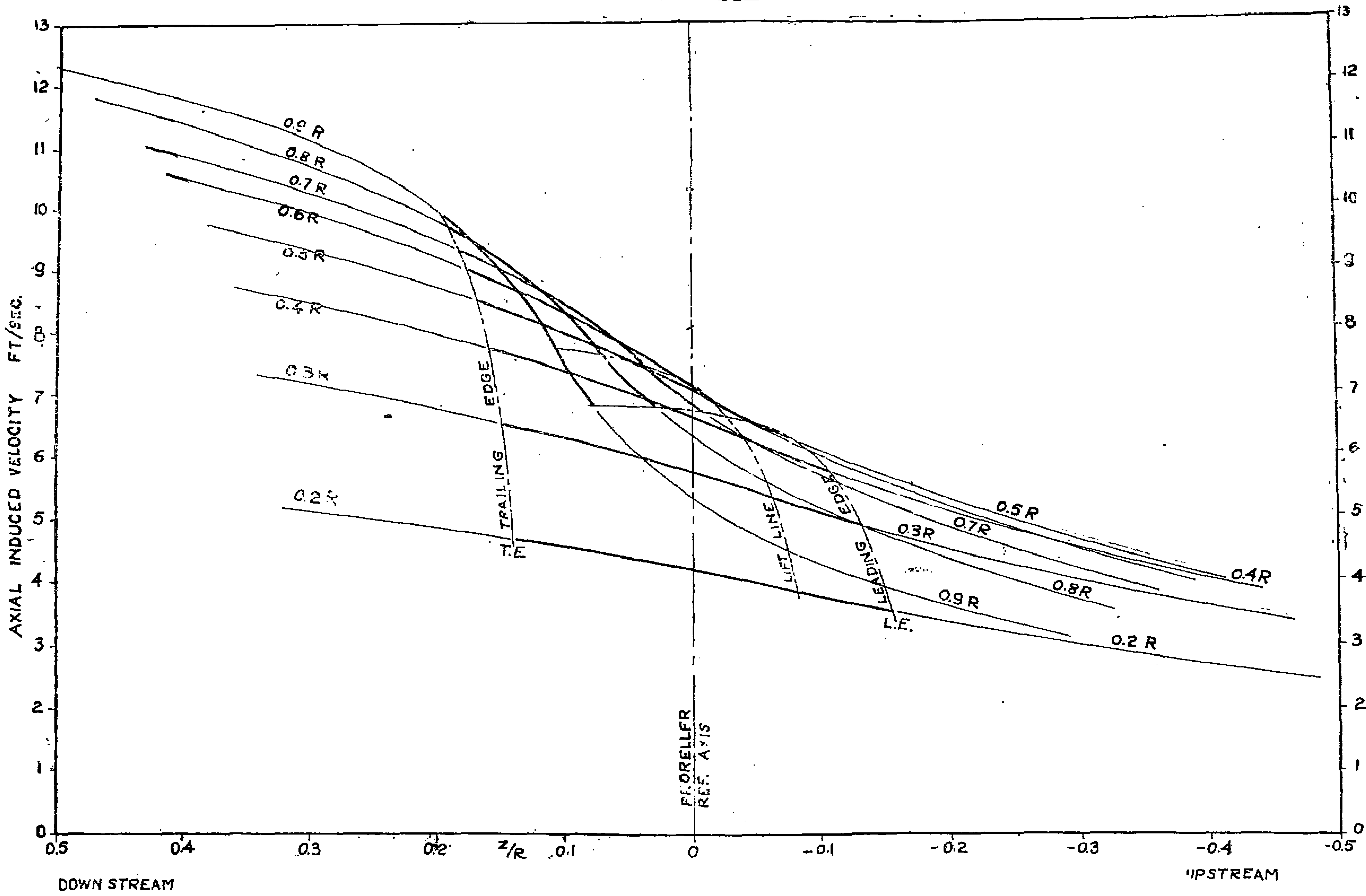
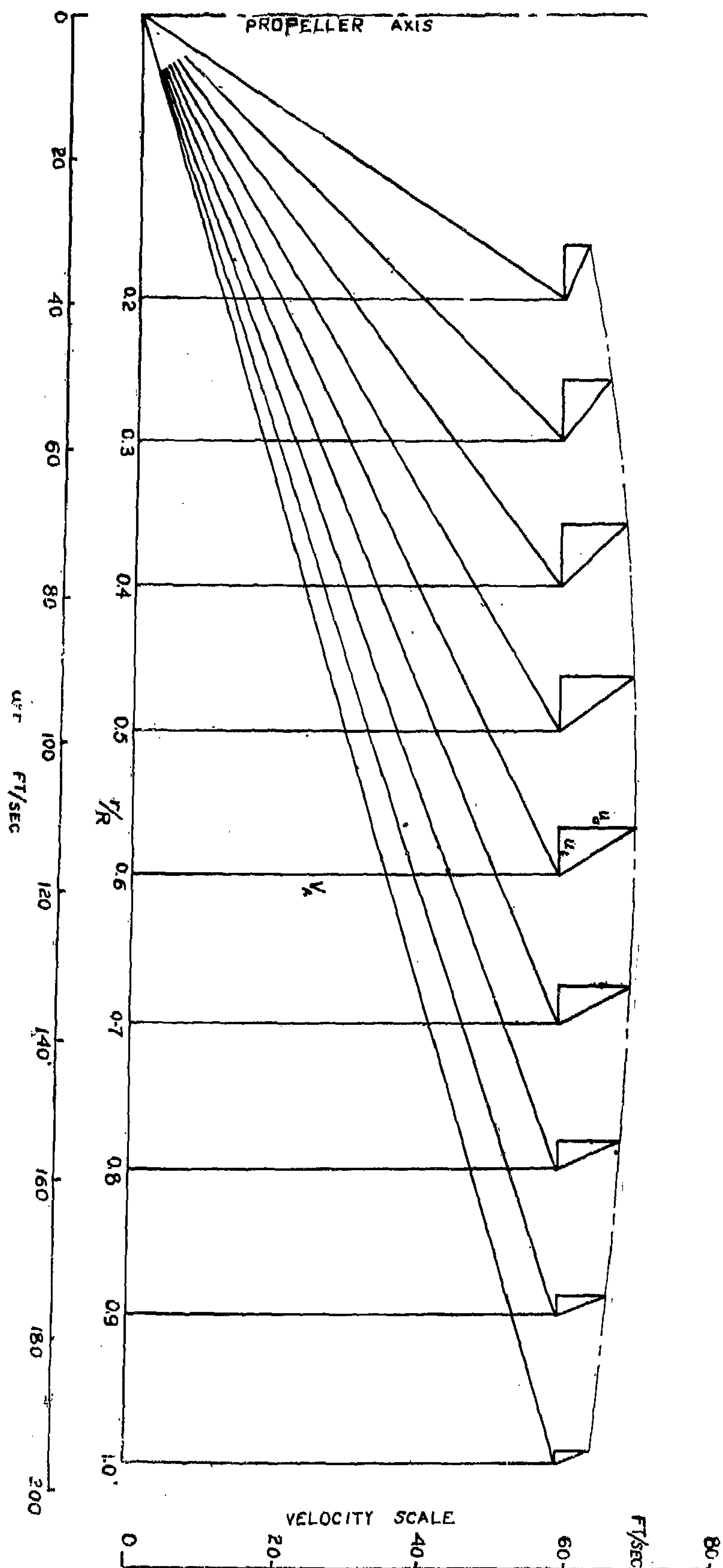

AXIAL INDUCED VELOCITY FT/SEC.
DOWN STREAM
UPSTREAM
Z/R
PROPELLER REF. AXIS
TRAILING EDGE
T.E.
LIFT LINE
LEADING EDGE
L.E.
0.2R
0.3R
0.4R
0.5R
0.6R
0.7R
0.8R
0.9R

FIG. — 13 —



PROPELLER AXIS
0
20
40
60
80
100
120
140
160
180
200
FT/SEC
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0
r/R
VELOCITY SCALE
0
20
40
60
FT/SEC
80

FIG. — 12 —

For the internal points $r < r_o$

$$\Phi_i = C_{oi} + \frac{\overline{\Gamma}}{2\pi}\frac{z}{k_o} + \sum_{n=1}^{\infty} a_n I_n \left(\frac{n}{k_o} r\right) \sin n\Theta$$

and for the external points $r > r_o$

$$\Phi_o = C_{oe} + \frac{\Gamma}{2\pi}\psi + \sum_{n=1}^{\infty} b_n k_n \left(\frac{n}{k_o} r\right) \sin n\Theta$$

Lerbs [4] assumes that the axial and tangential components of the induced velocities at the propeller disc to be one half their value as calculated by the above formulae hence :

$$w_{ai} = \tfrac{1}{2}\frac{\partial \Phi_i}{\partial z}$$

$$w_{ao} = \tfrac{1}{2}\frac{\partial \Phi_o}{\partial z}$$

$$w_{ti} = \tfrac{1}{2}\frac{1}{r}\frac{\partial \Phi_i}{\partial \psi}$$

$$w_{to} = \tfrac{1}{2}\frac{1}{r}\frac{\partial \Phi_o}{\partial \psi}$$

as for the radial components their entire effect is assumed to be zero.

Now reducing the above expressions for Φ_i and Φ_o and approximating the Bessel functions I and K by the Nicholson's expressions for the sake of numerical evaluations we arrive at the following non-dimensional induction factors

$$i_a = \frac{\frac{w_a}{\overline{\Gamma}}}{4\pi(r - r_o)}, \quad i_t = \frac{\frac{w_t}{\overline{\Gamma}}}{4\pi(r - r_o)}$$

On this basis the induction actors have been calculated by Lerbs. (Fig. 9) shows for the case of a four-bladed propeller, the distribution of these factors drawn against the relative position of the point of reference x to the point x_o at which the vortex is shed, for different values of the vortex pitch angle. Other curves can be drawn for different number of blades. These values show small differences when compared with the previous results obtained by means of the Biot-Savart Equation.

On (Fig. 10) the distribution along the radius of both the axial and tangential components of the induced velocity is shown for a B4-40 propeller as calculated by the use of the previously mentioned inductions factors.

Propeller Axial Induced Velocity Diagrams.

So far we have treated the induced velocities in what concerns their lift line values ; which velocities are the result of both the bound vortices, attached to the propeller blades, and the free vortices shed from them downstream. Both systems of bound as well as free vortices for a propeller blade are demonstrated on (fig. 11). Furthermore, a brief outline of the method of calculation of the lift line values for both the axial as well as the tangential induced velocities was also presented.

In reference [9], however, the Author has presented a method by which both the axial and the tangential induced velocities could be readily determined at any point along the slipstream of a given propeller and in the region outside that of the lifting line.

The method proposed was based on the theoretical axial distribution of the axial induced velocities as calculated by either Lerbs, Guilloton, Gutsche, or Korvin-Kroukovsky through different approaches, for the case of uniform loading. Moreover, the axial distribution of the tangential induced velocities was deduced from Korvin-Kroukovsky's theoretical work.

Use was also made of the induced velocity lift line values, as demonstrated previously in the text, and as calculated either by the use of the Biot-Savart law or Laplace's equation. A sample of the lift line values along the radius of one particular propeller was given previously on (fig. 10). Another presentation

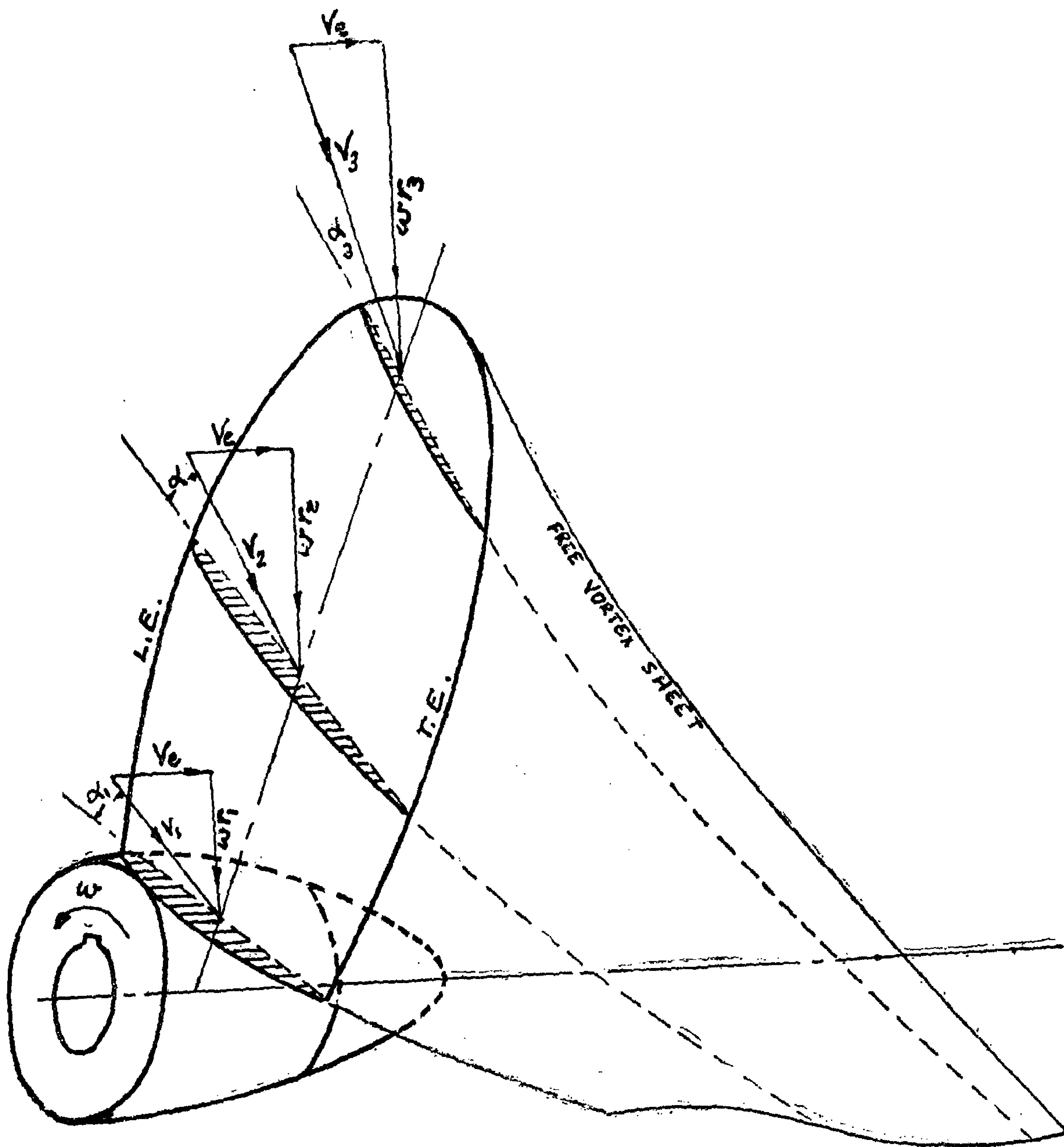


FIG. — 11 —

where $\tan \Phi = \frac{dh}{dc}$ and γ being the angle v_b makes with the line of lift under consideration.

The induced velocities are then calculated for similar vortex elements ds from the other blades, for all the points x of each blade and for each of these points it becomes necessary to evaluate the induced velocities corresponding to the assemblage of all the vortices existing between the boss and the tip of the propeller.

Such complicated work was carried out by Guilloton and a sample of his calculation is shown on (Fig. 7) with typical distribution of induced velocities v_a, v_r and v_t about some radius r.

Guilloton also gives the distribution of the axial induced velocity in the longitudinal direction at various radii, both inside and outside the propeller slipstream. These are reproduced on (Fig. 8) showing some agreement with those previously arrived at in the case of the aerofoil and of the ideal propeller.

B. Calculation by the Laplace Equation.

This method applies since the flow outside of the vortex space is a potential flow. Using cylindrical coordinates, the velocity potential can be expressed as follows :

$$\Phi = C_0 + C_1 \Psi + C_2 z + C_3 f_0 (r) + \sum_{n=1}^{\infty} f_n (r) \sin n \Theta$$

From which we can arrive at the induced velocity components as follows :

$$w_t = \frac{1}{r} \frac{\delta \Phi}{\delta \psi}, \quad w_a = \frac{\delta \Phi}{\delta z}, \quad w_r = \frac{\delta \Phi}{\delta r}$$

Now the constants C_1, C_2 and C_3 of the velocity potential are determined by satisfying the boundary conditions while the $f_n (r)$ functions are arrived at by satisfying the Laplace differential equation :

$$\frac{\delta^2 \Phi}{\delta r^2} + \frac{1}{r} \frac{\delta \Phi}{\delta r} + \frac{1}{r^2} \frac{\delta^2 \Phi}{\delta \psi^2} + \frac{\delta^2 \Phi}{\delta z^2} = 0$$

Hence the general solution for the two dimensional flow could be expressed as follows:

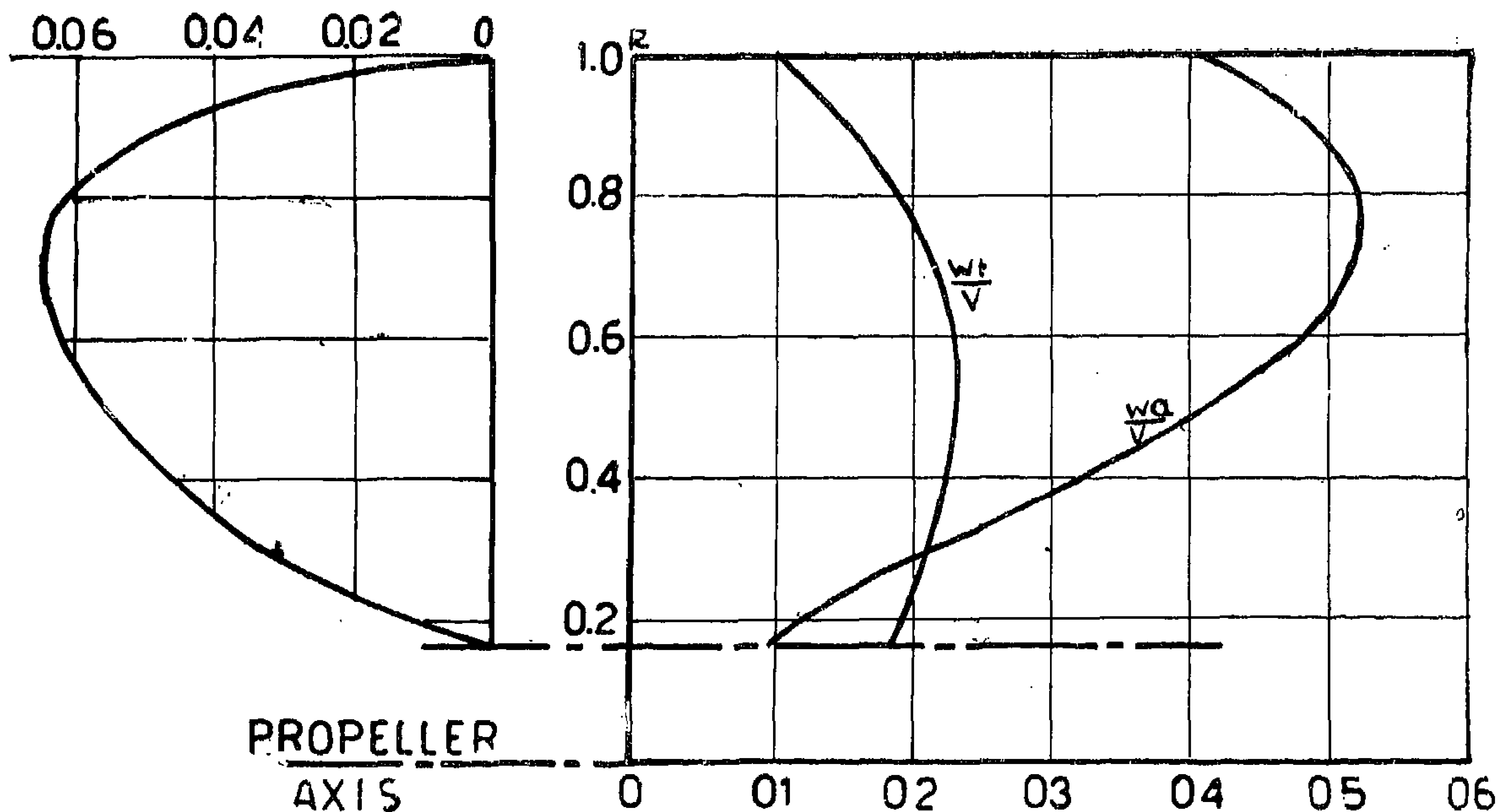
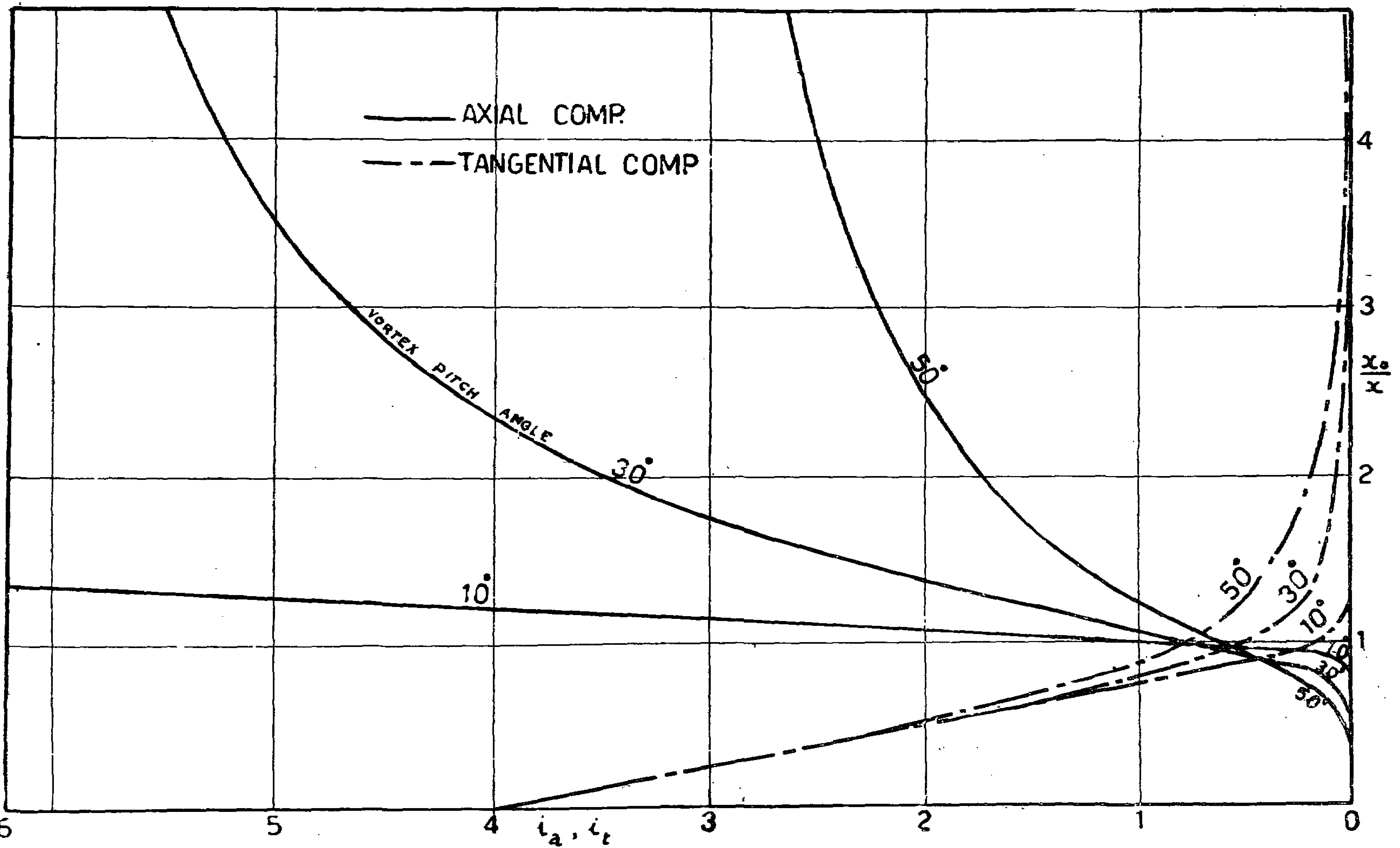


FIG. — 10 —



AXIAL COMP.
TANGENTIAL COMP
VORTEX PITCH ANGLE
$\frac{x_0}{x}$
i_a, i_t
10°
30°
50°
0
1
2
3
4
5

FIG. — 9 —

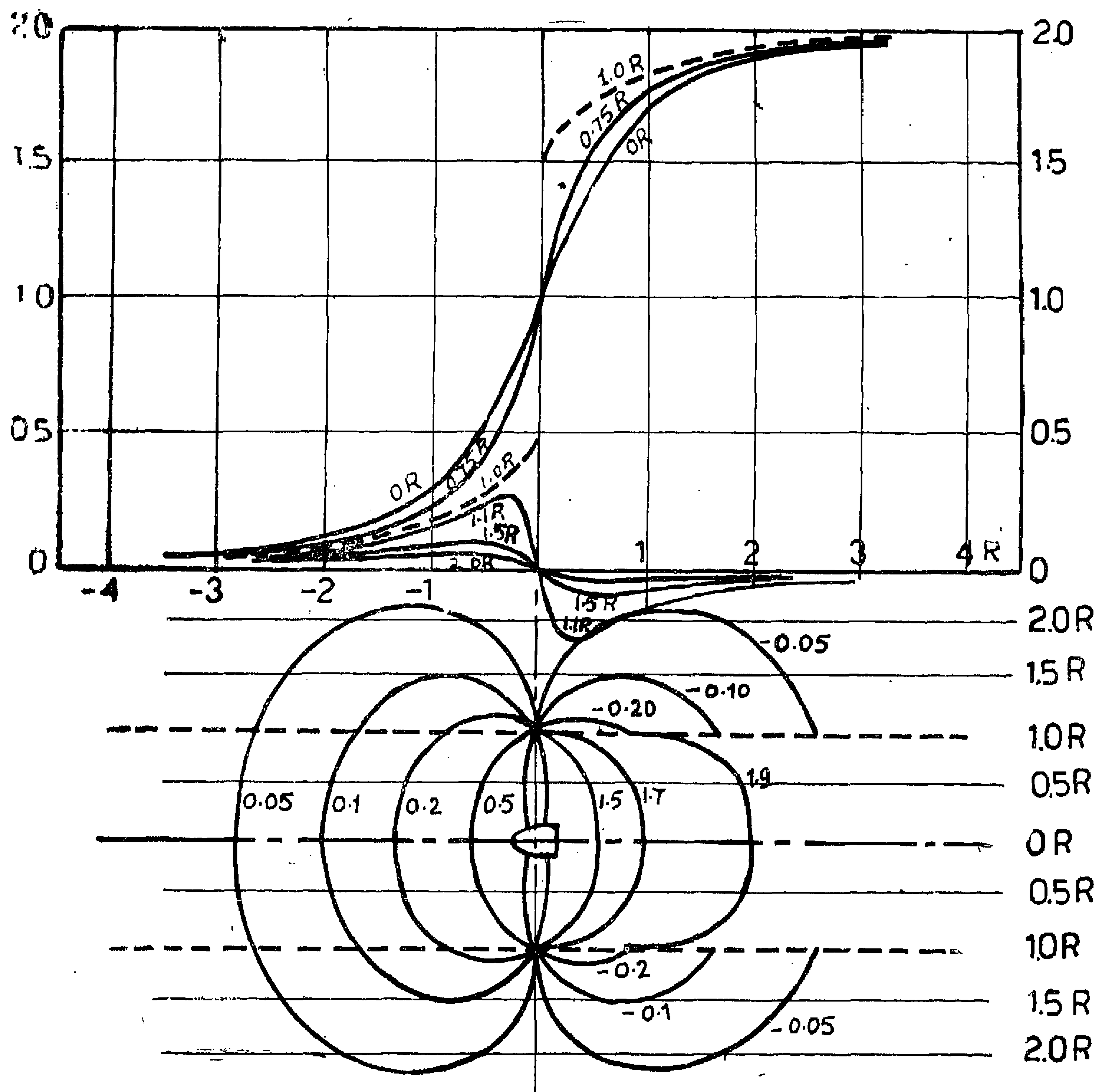

2.0
1.5
1.0
0.5
0
-4
-3
-2
-1
1
2
3
4 R
1.0 R
0.75 R
0 R
1.1 R
1.5 R
2.0 R
2.0R
1.5 R
1.0R
0.5R
0 R
0.5R
1.0R
1.5 R
2.0R
-0.05
-0.10
-0.20
1.9
0.05
0.1
0.2
0.5
1.5
1.7
-0.2
-0.1
-0.05

FIG. — 8 —

FIG. — 6 —

FIG. — 7 —

the blade. Behind each blade and at its trailing edge, a free vortex sheet exists and, as it is not acted upon by forces, it follows the general streamline of the blade, thus forming a more or less helical shape.

In the case of lightly loaded propellers the shape of the vortex sheet will be a true helical surface while with moderately loaded propellers it differs in general from that shape.

By assuming the circulation distribution along the blade to be as given in (Fig. 6) with Γ' and Γ'' representing the circulations at two neighbouring sections, we can imagine that between these stations a free vortex escapes following the law of continuity of vortices whose strength is represented by the difference between Γ' and Γ''.

As a consequence of this, and at a certain radius x considering the given distribution of circulation at the bound vortex or lifting line, the circulation d $''$ of the free vortex sheet becomes known while its shape still depends on the determination of the induced velocities.

(i) *Induced Velocity Lift Line Values*

Now as the marine propeller flow is looked upon as induced by both the bound vortices or lifting lines and the free vortex sheets, one can readily determine the resulting induced velocities either through the use of the Biot-Savart Law mentioned previouslly or in general by means of Laplace's differential equation.

In order to be able to calculate these induced velocities, by either method, certain assumptions have to be made. The free vortex sheet is taken to be of general helical shape and assumed to roll within a cylinder of constant diameter, hence neglecting any contraction of the slipstream or deformation which might take place including its curling up as demonstrated on (Fig. 1).

Solutions of this problem based on the first method are known from Guilloton, Moriya, Straschelectzky, and Hogner. Others have attempted solving this problem by the use of Laplace's equation including Lamb, Goldstein, Reissner, Kawada and Lerbs.

In what follows we are going to consider briefly the works of both Guilloton and Lerbs each representing a different method of approach.

A. Calculations by Biot-Savart Law.

Guilloton's investigation [8] lends itself to the consideration that the total effect of the helicoidal trailing vortex sheets is to induce in the liquid in the neighbourhood of some section situated at point x for example (Fig. 7) a velocity whose component parallel to the axis of the propeller is given by v_a, in the tangential direction by v_t, and in the radial direction by v_r.

In order to evaluate these velocities, it has been agreed that the effect of a vortex element such as ds of strength Γ on the point X is equivalent to the combined effect of its two components dh and dc parallel and normal to the axis.

By the use of Biot-Savart Law, the induced velocities by each of the two components dh and dc could be arrived at and expressed as follows :

$$v_h = \frac{\Gamma\, d h\, m}{4\,\pi\,(m^2+y^2)^{3/2}}$$

$$v_c = \frac{\Gamma\, dc\, \sqrt{n^2+y^2}}{4\,\pi\,(m^2+y^2)^{3/2}}$$

Projecting then re-arranging the components, the velocities induced by the element ds on a point such as x are expressed in the form

$$\triangle\, v_a = \frac{\Gamma\, d\alpha}{4\,\pi}\left\{\frac{r\,.\,n}{(m^2+y^2)^{3/2}}\right\}$$

$$\triangle\, v_t = \frac{\Gamma\, d\alpha}{4\,\pi}\left\{\frac{r\tan\Phi\,.\,m\sin\gamma + r\,y\sin\alpha}{(m^2+y^2)^{3/2}}\right.$$

$$\triangle\, v_r = \frac{\Gamma\, d\alpha}{4\,\pi}\left\{\frac{-\,r\tan\Phi\,.\,m\cos\gamma + r\,y\cos\alpha}{(m^2+y^2)^{3/2}}\right.$$

as the inflow velocity, the result obtained previously could be given in the form

$$v_x = a\,V\left(1 + \frac{x}{\sqrt{R^2+x^2}}\right) \qquad (4)$$

From the simplification made previously the values of v_x given by the above formula apply not only for the propeller axis ($r = o$) but also for any other point in the slipstream.

The tangential component v_t of the induced velocity both inside and outside the slipstream is zero due to the fact that the tangential forces are absent.

The radial component v_r of the induced velocity in the slipstream could be written in the form

$$v_r = -\tfrac{1}{2}\,\frac{a\,V\,R^2\,r}{(R^2 + x^2)^{3/2}} \qquad (5)$$

This formula is arrived at through the use of the equation of continuity and the fact that v_r must vanish at the propeller axis.

Now outside the slipstream region we can arrive at the following expressions of the induced velocity components.

$$v_x = -\tfrac{1}{2}\,a\,V\,R^2\,\frac{x}{(x^2 + r^2)^{3/2}}$$

$$v_r = -\tfrac{1}{2}\,a\,V\,R^2\,\frac{r}{(x^2 + r^2)^{3/2}}.$$

Summing up, and introducing rectangular coordinates the induced velocity components inside and outside the slipstream region of an ideal propeller could be analysed as follows :

Inside the slipstream

$$v_x : a\,V\left(1 + \frac{x}{\sqrt{R^2+x^2}}\right)$$

$$v_y : -\tfrac{1}{2}\,a\,V\,\frac{R^2\,y}{(R^2 + x^2)^{3/2}}$$

$$v_z : -\tfrac{1}{2}\,a\,V\,\frac{R^2\,z}{(R^2 + x^2)^{3/2}}$$

Outside the slipstream

$$v_x : -\tfrac{1}{2}\,a\,V\,\frac{R^2\,x}{(x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}}$$

$$v_y : -\tfrac{1}{2}\,a\,V\,\frac{R^2\,y}{(x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}}$$

$$v_z : -\tfrac{1}{2}\,a\,V\,\frac{R^2\,z}{(x^2 + y^2 + z^2)^{3/2}}$$

Numerical values applying the above formulae as given by Konig [2] are reproduced on Figs. 4 and 5. As shown on (Fig. 4) v_x according to the previously mentioned simplification has no discontinuity at the propeller disc ($x=o$) or at any other part inside the slipstream which discontinuity is shown by the first part of equation (1). It also shows that in the slipstream region the value of v_x converges at large positive values of x downstream to a value twice that at the disc, or twice the inflow velocity, while at large negatie values of x upstream it approaches zero. This final result is in good agreement with the result obtained from the distribution of the normal induced velocity component due to free vortices in the case of the rectangular aerofoil shown on (Fig. 3).

In the region outside the slipstream, the values of v_x are much smaller amounting to 15 % of the inflow velocity at most. They also change sign passing through the propeller disc as shown clearly by the dotted line (Fig. 4).

The other component of importance, v_z is shown on (Fig. 5) to be symmetrical about the propeller disc plane and anti-symmetrical about the plane $z = o$, with a maximum of 50 % of the inflow velocity occurring at the edge of the propeller disc.

(III) THE MARINE PROPELLER

The flow Around a Propeller Blade

We recall here the argument raised in the case of the flow around an aerofoil having replaced the wing or blade by a bound vortex with circulation Γ varying along the aerofoil span or, what is equivalent in this case, the blade axis. This variation of circulation is due to the pressure differences on the two sides of

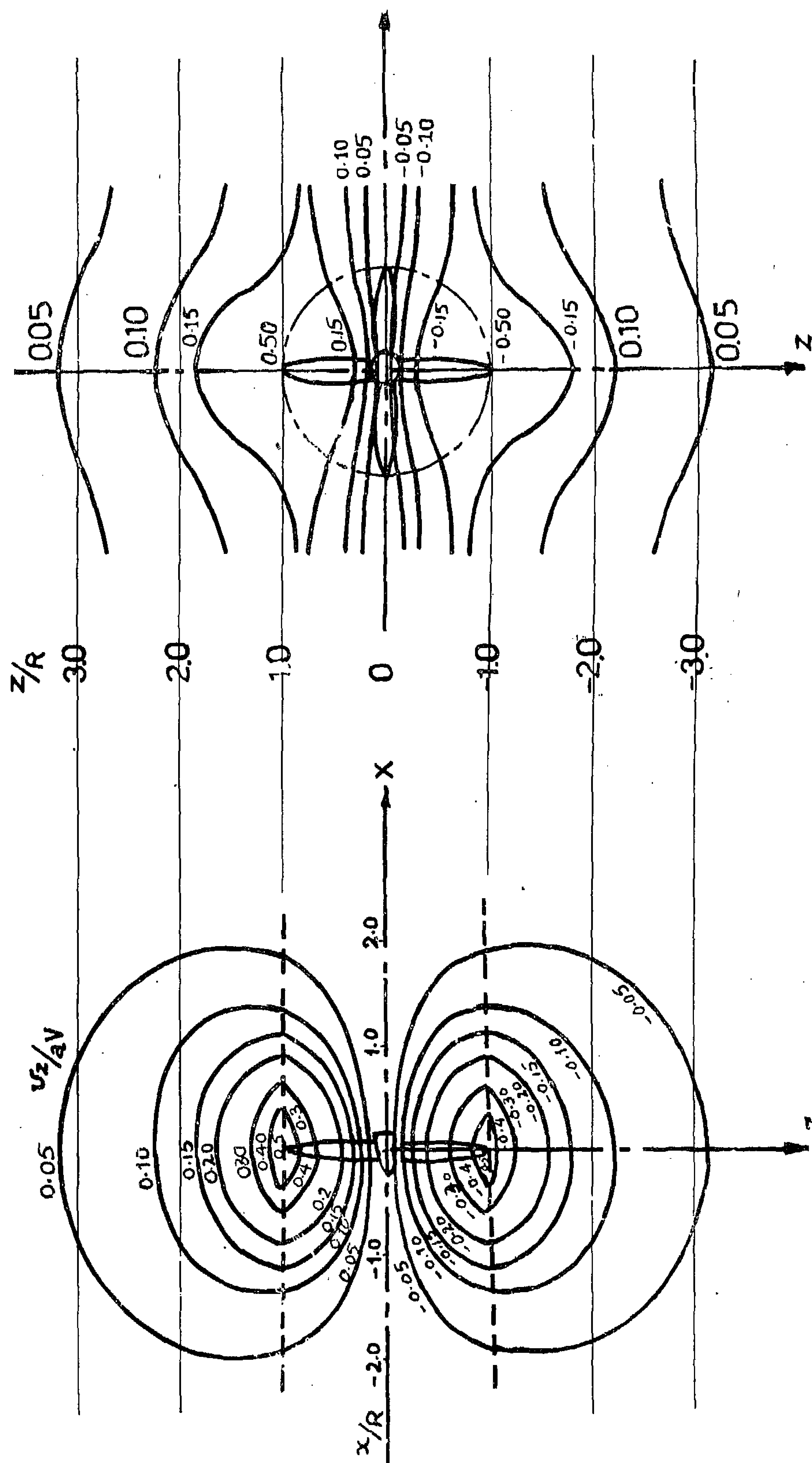
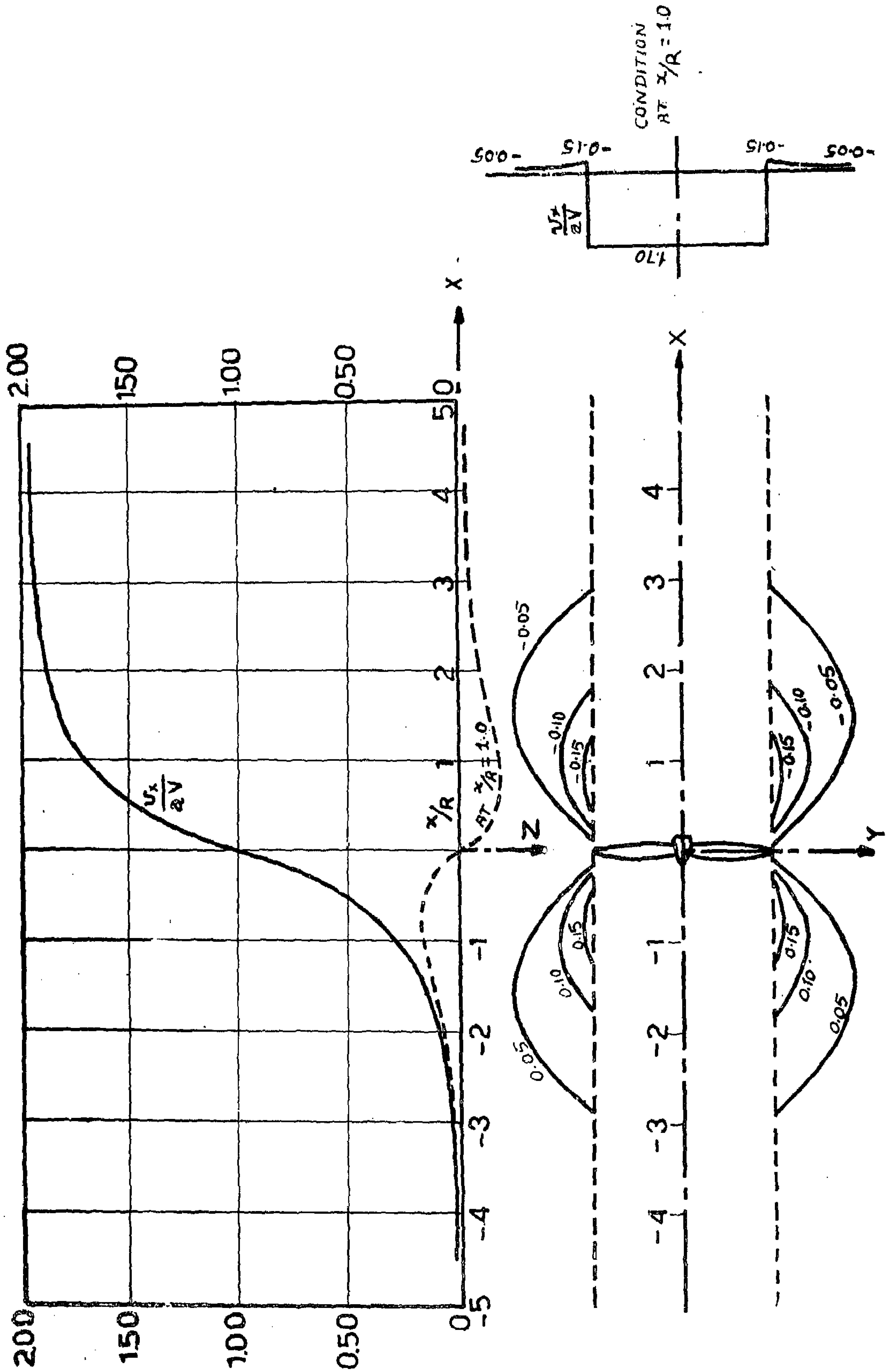

z/R
3.0
2.0
1.0
0
-1.0
-2.0
-3.0
x/R
-2.0
-1.0
1.0
2.0
x
z
v_z/aV
0.05
0.10
0.15
0.50
-0.15
-0.50
-0.05
-0.10

FIG. — 5 —



CONDITION AT x/R = 1.0
Ux/2V
x/R
AT x/R = 1.0
X
Z
Y
2.00
150
1.00
0.50
0
-0.05
-0.10
-0.15
0.05
0.10
0.15
1.10

FIG. — 4 —

(Fig. 3) shows that the normal induced velocities due to the free vortices at the aerofoil are half their amount downstream while they tend to zero some distance upstream which result is in good agreement with most assumptions made in similar cases. Adding up both distributions a final distribution for the total normal induced velocity along the longitudinal axis is arrived at due to both systems of free and bound vortices.

(II) THE IDEAL PROPELLER

The flow around an ideal propeller

The forces which a propeller exerts on the fluid causes a change of the flow associated with it action. To study this flow pattern, in its general form, is very complex as it has to satisfy certain boundary conditions at the propeller surface. What is required here is a simple approximate solution to assimilate the same general characteristics of the real flow.

Since the function of a propeller is to impart a certain force in an axial direction, it is to be expected that the axial components will dominate and thus be responsible for the character of the flow. We can reach the so-called ideal propeller introduced by Froude through a further simplification of the problem which is to substitute a thin disc normal to the direction of the propeller and to assume that there are only axial forces acting over it having a constant value per unit of propeller disc area. The influence of both viscosity and fluid compressibility will be neglected here.

This simplified picture of the flow will approximate sufficiently close the real flow as to be used for the solution of the various problems.

In its general solution the equations of motion takes the form

$$\rho V \frac{\delta v_x}{\delta x} = - \frac{\delta P}{\delta x} + X$$

$$\rho V \frac{\delta v_y}{\delta y} = - \frac{\delta P}{\delta y} \qquad (1)$$

$$\rho V \frac{\delta v_z}{\delta z} = - \frac{\delta P}{\delta z}$$

$$\text{and} \quad \frac{\delta v_x}{\delta x} + \frac{\delta v_y}{\delta y} + \frac{\delta v_z}{\delta z} = 0 \qquad (2)$$

where X is the component of external forces only in the region occupied by the disc. These equations are valid when the components of change in velocity are considered small relative to the velocity V of the undisturbed flow.

For the particular case of $r = o$ the following result is obtained

$$P = \frac{P_2 - P_1}{2} \left(\frac{x}{\sqrt{x^2}} - \frac{x}{\sqrt{R^2+x^2}} \right)$$

The roots of the previous expression are to be taken + ve so that the results would be expressed in the following form

$$p = \frac{P_2-P_1}{2} \left(-1 - \frac{x}{\sqrt{R^2+x^2}} \right) \text{ for } x < o$$

$$(3)$$

$$p = \frac{P_2-P_1}{2} \left(1 - \frac{x}{\sqrt{R^2+x^2}} \right) \qquad \text{for } x > o$$

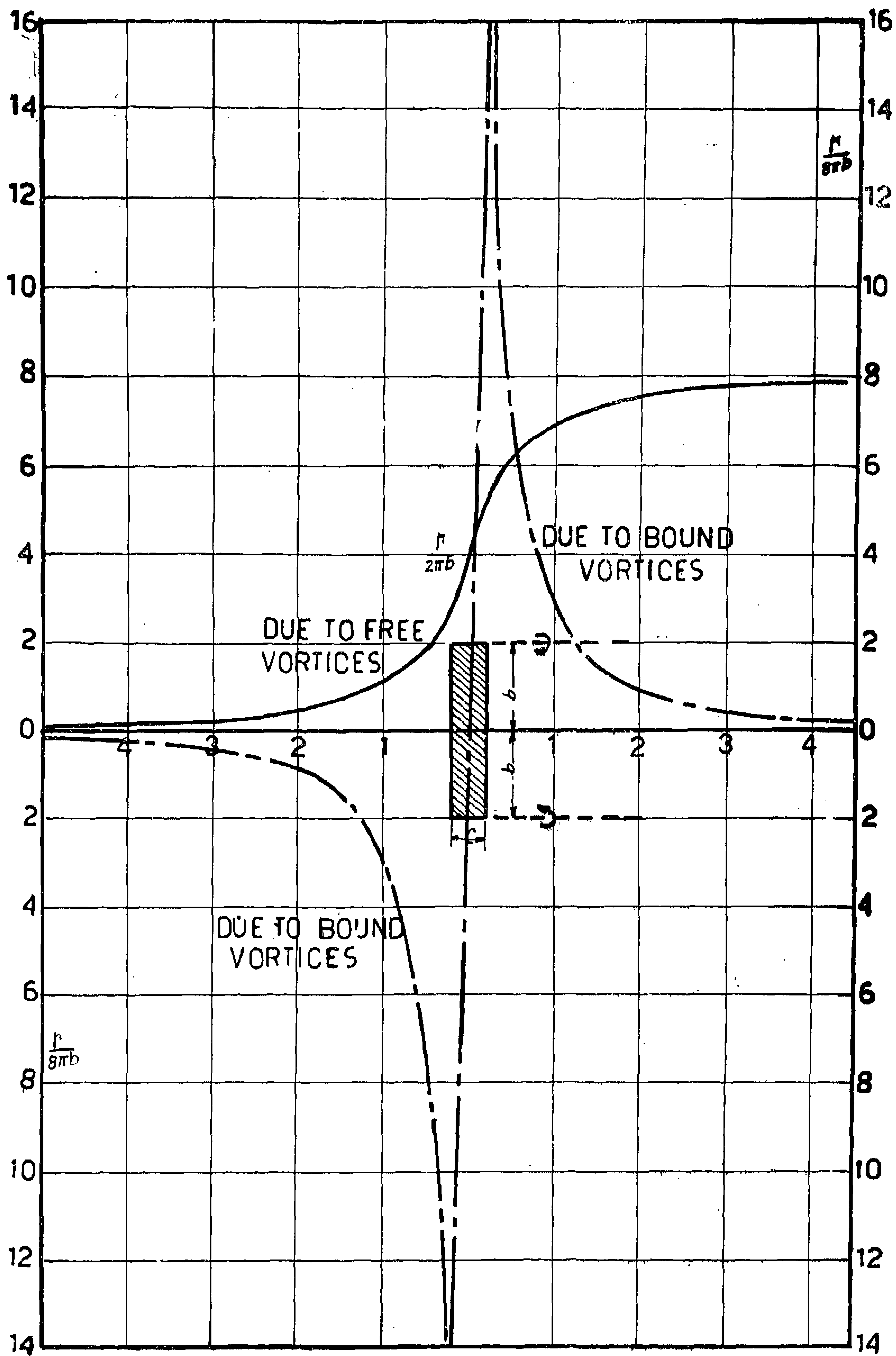
By adapting the simplification that within the slipstream boundary the values of v_x deduced from the knowledge of p will be relatively large and at any cross section they will not differ greatly from the previous results on the axis ($r = o$), an easy application could be reached.

At infinity upstream ($x = -\infty$), the axial component of the induced velocity must vanish while it has to be continuous at the propeller disc. By combining equations (1) and (3) we get

$$v_x = \frac{P_2-P_1}{2 \rho V} \left(1 - \frac{x}{\sqrt{R^2+x^2}} \right)$$

$$\text{for } -\infty < x < +\infty$$

Setting the value of v_x at the propeller disc ($x = o$) to be equal to a V, known commonly



DUE TO BOUND VORTICES
DUE TO FREE VORTICES
DUE TO BOUND VORTICES

FIG. — 3 —

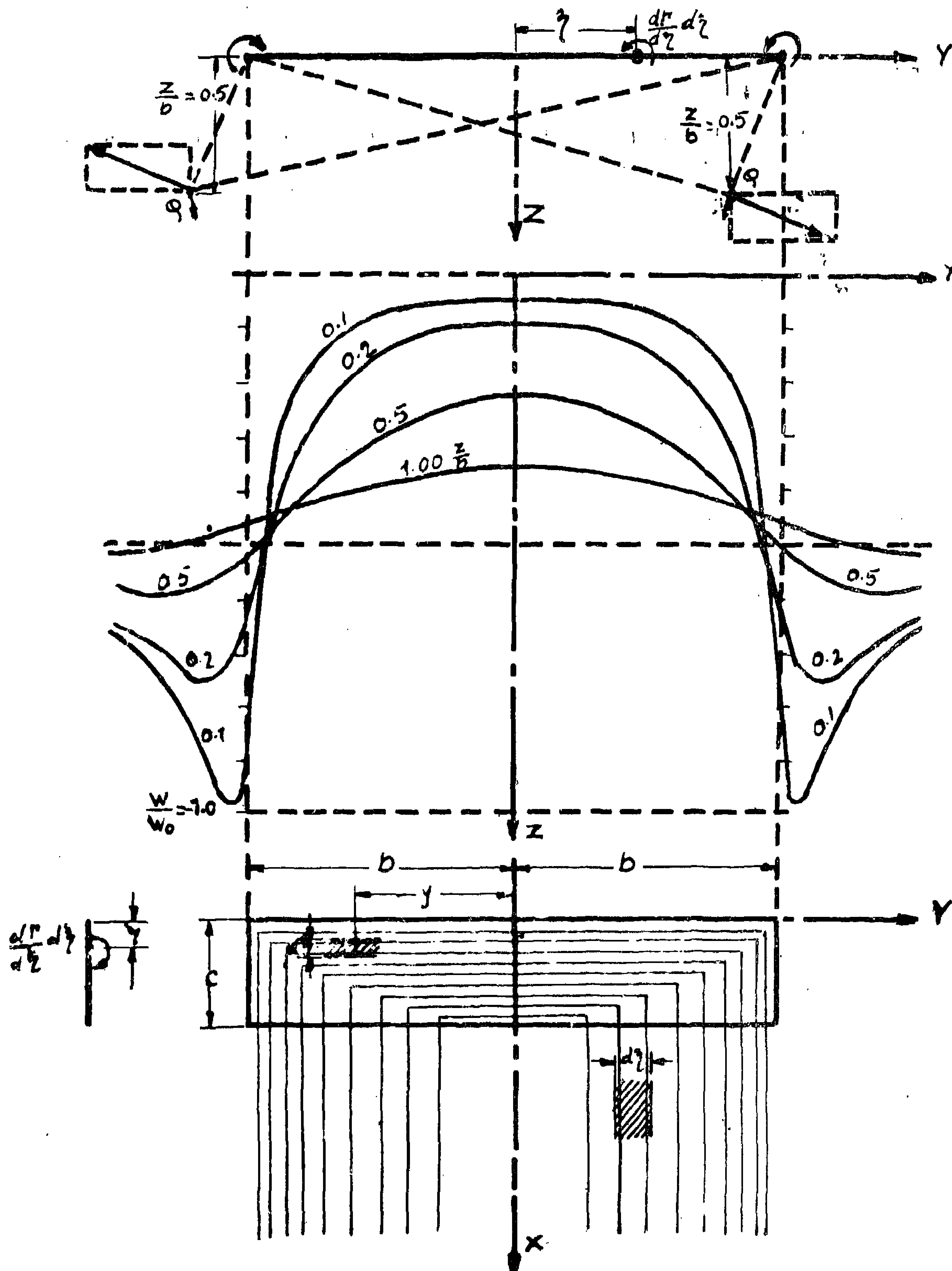


FIG. — 2 —

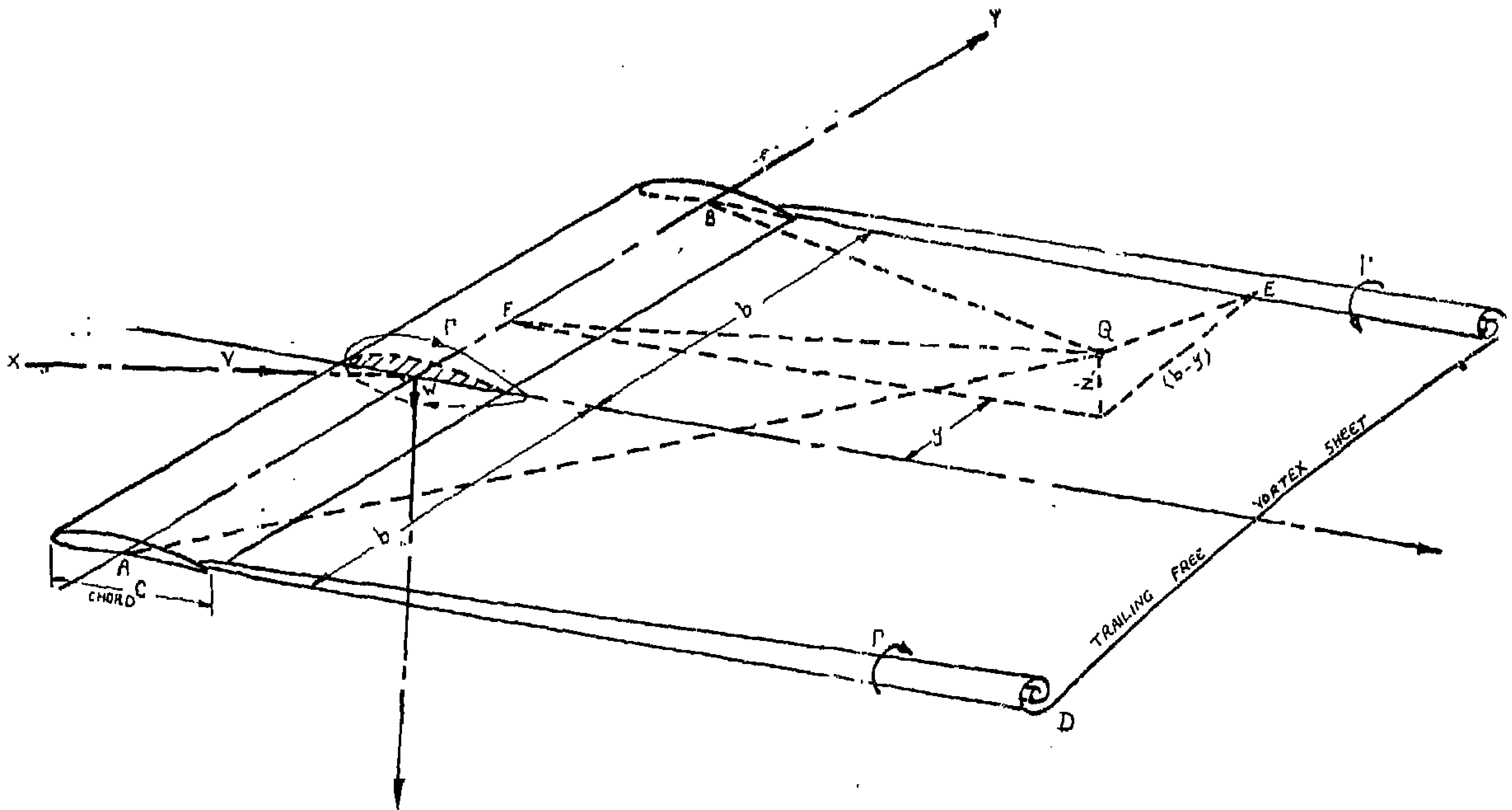


FIG. — 1 —

expression for the normal induced velocity due to uniform loading

$$w = -\frac{\Gamma}{2\pi}\,\frac{b\,(y^2 - z^2 - b^2)}{(y^2+z^2+b^2)-4\,y^2\,b^2}$$

with $y = b \sin\lambda \cosh\mu$

and $z = b \cos\lambda \sinh\mu$

we arrive at the following equation :

$$w = w_0\left\{1 - \frac{\sinh\mu \cosh\mu}{\cosh^2\mu - \cos^2\lambda}\right\}$$

Numerical values if $\frac{w}{w_0}$ from the previous formula, as calculated by Glauert [1] are shown on (Fig. 2) which demonstrates a tendency of the trailing vortex sheet to curl up around mid span shown on (Fig. 1) at some distance from the aerofoil. (Fig. 2) also gives an indication of the wrapping up of the sheets near the extremities of aerofoil span which is the case expressed by an aerofoil in flight (Fig. 1).

Considering the case of the longitudinal axis ($y = o = z$), the distribution of the normal induced velocity due to the bound and free vortices would have the following form, considering a uniform loading condition :

(i) Normal induced velocity component due to the free vortices alone

$$w_f = \frac{\Gamma}{2\pi b}\left\{1 + \frac{x}{\sqrt{x^2 + b^2}}\right\}$$

(ii) Normal induced velocity component due to the bound vortices alone

$$w_b = \frac{\Gamma}{2\pi}\,\frac{b}{x\sqrt{x^2+b^2}}$$

and the total normal induced velocity component would be

$$w = w_f + w_b$$

These values have been calculated for the case of the rectangular aerofoil wing having uniform loading and are plotted on (Fig. 3). Values calculated by Van Manen, however, and given in his paper [3] show some difference in computation especially those due to the bound vortices.

where :

Γ is the vortex filament circulation or strength.

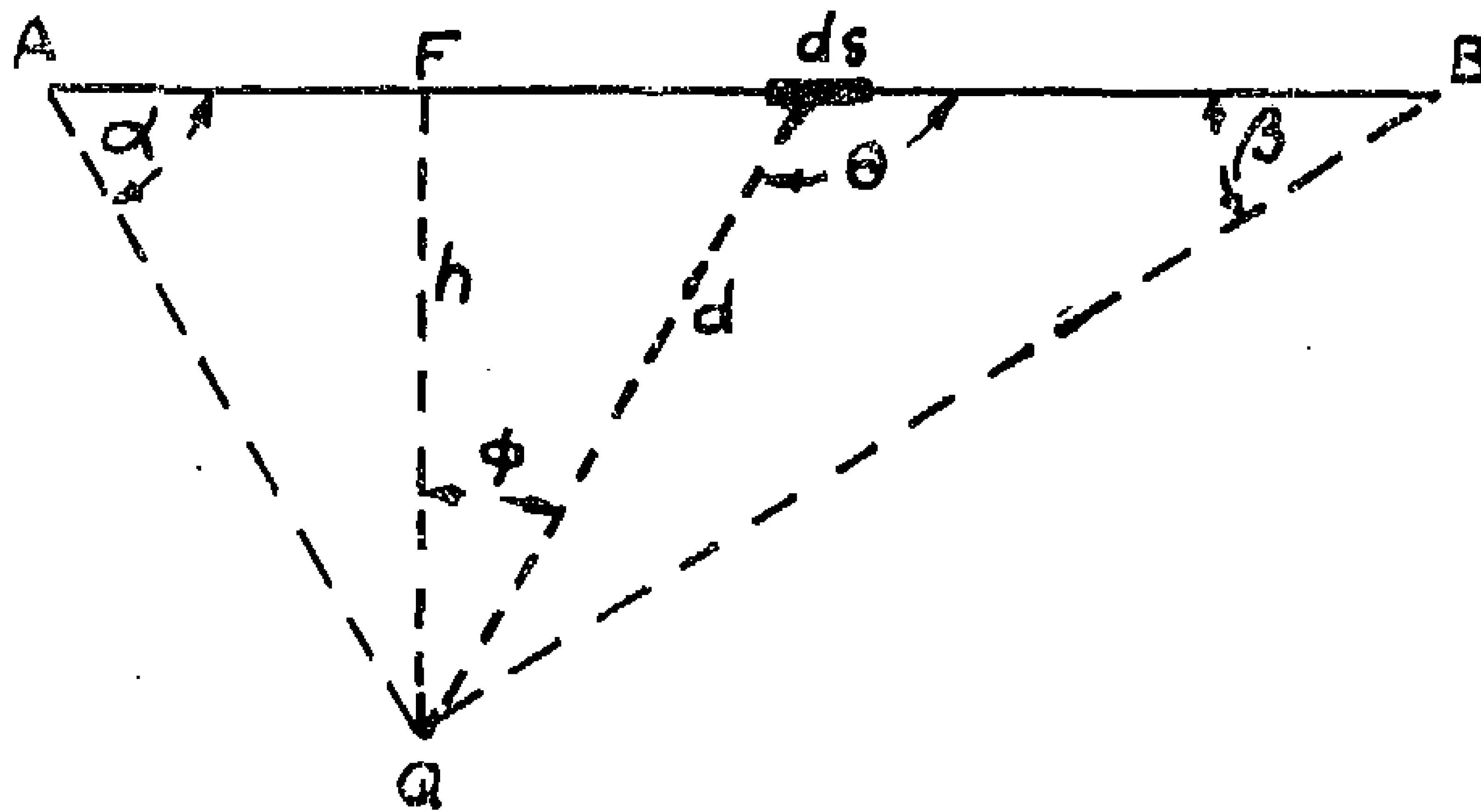
ds is the distance between point Q and the element ds.

The direction of the induced velocity dw is normal to the plane formed by the straight line AQ and the tangent AB to the vortex filament.

As a consequence of the Biot-Savart Law we are able to get the induced velocity at a point such as Q due to the element ds on a finite straight line vortex such as AB which velocity is normal to the plane QAB.

$$dw = \frac{\Gamma\, ds}{4\,\pi\, d^2} \sin \Theta = \frac{\Gamma\, h\, ds}{4\,\pi\, d^3}$$

$$= \frac{\Gamma}{4\,\pi\, h} \cos \Phi\, d\,\Phi$$



where

ds is expressed as d (h tan Φ) or h $\sec^2 \Phi\, d\, \Phi$

Integrating over the line Vortex AB we get

$$w = \frac{\Gamma}{4\,\pi\, h} (\cos \alpha + \cos \beta)$$

The induced velocities of a rectangular aerofoil

Carrying the above treatment with reference to (Fig. 1), the following expressions for the normal induced velocities at a point Q in the vicinity of a rectangular wing AB, due to uniform loading, are derived

(i) The normal component of the induced velocity due to the bound circulation AB

$$w_1 = \frac{-\Gamma}{4\,\pi} \frac{x}{x^2 + z^2} \times \left\{ \frac{b + y}{\sqrt{x^2 + z^2 + (b+y)^2}} - \frac{b - y}{\sqrt{x^2 + z^2 + (b-y)^2}} \right\}$$

(ii) The normal component of the induced velocity due to the free vortex BC of strength Γ

$$w_2 = \frac{-\Gamma}{4\,\pi} \frac{b - y}{z^2 + (b - y)^2} \times \left\{ 1 - \frac{x}{\sqrt{x^2 + z^2 + (b-y)^2}} \right\}$$

(iii) The normal component of the induced velocity due to the free vortex AD of strength Γ

$$w_3 = \frac{-\Gamma}{4\,\pi} \frac{b - y}{z^2 + (b + y)^2} \times \left\{ 1 - \frac{x}{\sqrt{x^2 + z^2 + (b+y)^2}} \right\}$$

Finally the total normal component of the induced velocity at Q is given by

$$w = w_1 + w_2 + w_3$$

It is convenient to express the induced velocity component at the general point Q as multiples of the normal induced velocity w_o of an aerofoil with elliptic loading.

Now, if we consider the particular plane $X = 0$, we notice that in this case the normal induced velocity has a constant value w_o across the span of the aerofoil due to elliptic loading. Moreover, we can get the following

(1) THE AEROFOIL.

Flow around an Aerofoil.

An aerofoil in flight experiences a lifting force which is mainly due to the difference in the pressures acting over its lower and upper surfaces. According to Bernoulli's theorem, the lower pressures on the upper-side of the aerofoil are accompanied by relatively higher velocities while on the lower part the opposite takes place. There is a certain asymmetry in the distribution of the motion along both sides and by using the conception of circulation, assuming a closed curve encircling an aerofoil section, then we can write the integral $\Gamma = \oint v_s \, ds$ which is known as the circulation around that section when its absolute value is given.

The motion in the neighbourhood of the aerofoil shows a certain resemblance to the motion around a vortex of strength Γ whose axis is parallel to the spanwise direction, and superposed upon a field of rectilinear motion of velocity V. On account of this correspondence the term "bound vortex" is often used.

Now Stoke's theorem on circulation, which is analogous to Gauss' theorem, gives a relation between the line integral of a vector around any closed curve lying on a surface, and a certain surface integral extended over the surface enclosed by such curve. As a direct consequence of this, a well known theorem concerning vortex motion states that "a vortex cannot end freely in the interior of a fluid", and this latter can be extended to the case of bound vortices. The theorem then asserts that "free vortices" must extend from the surface of the aerofoil into the field of motion, with a circulation equal to that around the aerofoil itself. These vortices are the "trailing vortices" whose direction is approximately parallel to that of the original velocity V, being slightly distorted in consequence of the superposed velocities present in the neighbourhood of the aerofoil.

With the gradual change of circulation Γ along the span, as is commonly met with in practice, a sheet of trailing vortices extend downstream from the arefoil. In consequence of the motions these vortices impart to each other, and at a certain distance downstream from the aerofoil, this trailing vortex sheet usually rolls up into two vortices, each of strength equal to the circulation around the aerofoil section.

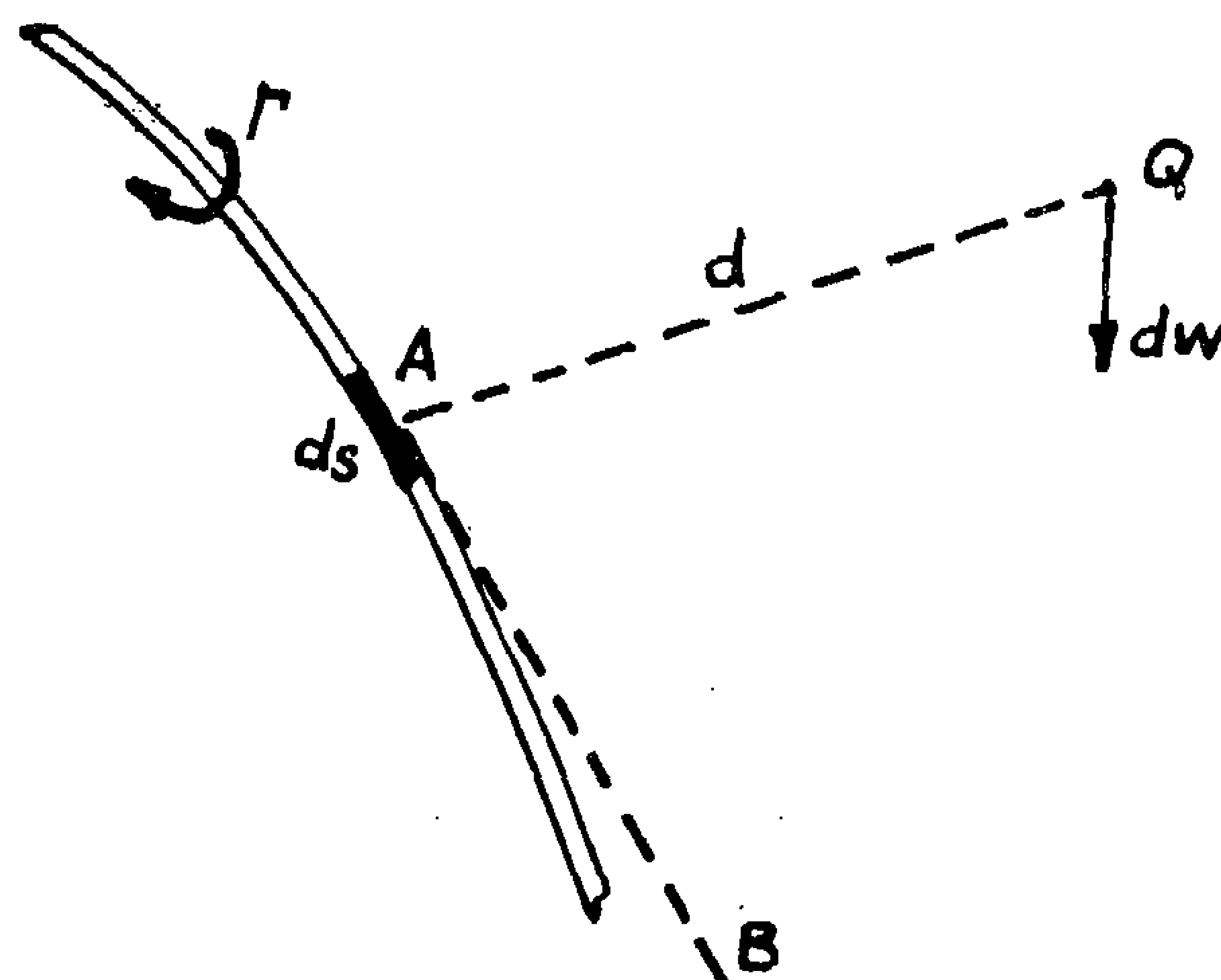
Thus the system of bound vortices combined with the free or trailing vortices extending downstreatm satisfies the condition of the continuity of vortices. With the knowledge of the whole system of bound and free vortices, the induced velocity distribution throughout the field can be calculated from them by means of the Biot-Savart Law without having further consideration of the aerofoil itself.

The Biot-Savart Law

The velocities induced by the line vortices are exactly analogous to the magnetic force at any similar point in the field of an electric current. The strength of the line vortex in this case corresponds to the strength of the electric current passing through the wire.

Thus the induced velocity of an element ds of a line vortex at a point such as Q can be determined by the equation derived by Biot-Savart :

$$dw = \frac{\Gamma \, ds}{4 \pi d^2} \sin B\hat{A}Q$$



Marine Propeller Induced Velocity Field

By

Dr. F. BAHGAT

M.Sc., Ph. D., A.M.R.I.N.A.
Asst. Prof. Naval Architecture and Marine Engineering Dept. Alexandria University.

SUMMARY

In the Application of the circulation theory to the problem of marine propeller design it is essential to determine "a priori" the resulting induced velocities when considering the propeller blade as a lift line. In the course of more advanced design, as when calculating for example the curvature of flow, need is required for representing the propeller blade by a lifting surface rather than a lifting line; and the resulting induced velocities have also to be determined in such case.

It is the aim of this paper to scan the field of these induced velocities for both cases together with finding the means which leads to their calculation ; as well as to advance simple ways by which such results could be easily presented.

In treating both the lift line and the lift surface conceptions use is first made of the aeroplane wing due to the simplification involved. Certain assumptions are then introduced for their application to the marine propeller.

The calculations by different investigators, however, for the lift line condition, has lead to the application of the axial induced velocity diagrams previously proposed by the Author, in order to obtain both the axial as well as the tangential induced velocities at any point along the slipstream of a given marine propeller.

Furthermore, a graphical method is proposed here for the determination of the resultant induced velocity curve along the propeller blade section as well as for each blade radius. From such curves, the resultant induced velocity could be easily estimated at any point on the marine propeller blade surface.

Finally, it is hoped that such presentation would help in increasing our urgent need our knowledge of the action and the behaviour of the marine propeller.

INTRODUCTION

This paper is based on the vortex theory which was first proposed by Lanchester in 1907. In this theory the propeller is replaced by certain vortex systems which become responsible for the additional velocities created in the propeller slipstream. These additional velocities are the induced velocities which are to be discussed here.

The value of the vortex theory lies in the fact that it permits the calculation of these velocities which are necessary to obtain predetermined value of propeller thrust and torque at specified revolutions and speeds of advance.

Proceeding to determine these induced velocities, through the use of the circulation conception, we are going to treat separately the induced velocity field created by an aerofoil wing and also that due to an ideal propeller. Certain arguments are raised which are of particular value in the treatment of the induced velocity field created by the action of a marine propeller.

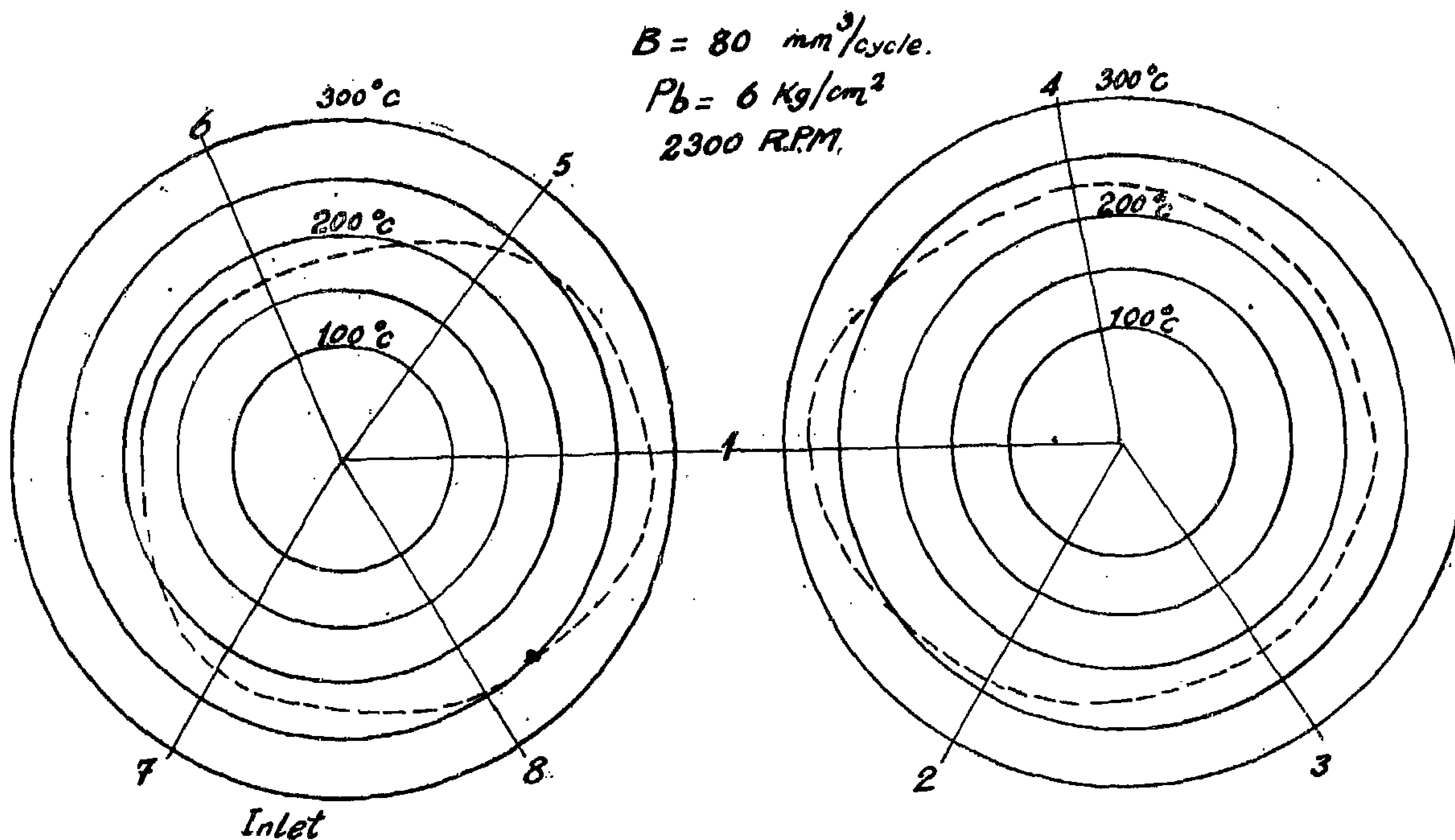


FIG. 9.—Temp. around Valve Seat.

BIBLIOGRAPHY

1) Kraftfahrzeugtechnik, Berlin 1959.

2) Eichelberg : Some investigations on ICE Problems Engineering, 1939. London.

3) Abdelfattah : Versuche an einem raschlaufenden Zweitakt Gegenkelben Dieselmotor.
Verlag Leemann A.G. Zurich 1951.
(Abschnitt D. Messung und Berechnung der Temperaturen und des Warmeflusses im Ein und Auslasskelben).

A series of experiments were carried out to get the best results through changing the fin construction, total cooling area, different flow directions of the air entering the cylinder head for cooling. The best result will be given here.

6 extra fins (figure 6), were added to a and b to decrease the edge temperatures of the cylinder head, c and d to ensure a smooth flow around the valves, e and f to smoothen the air flow at the entrance to the cylinder head.

Through this arrangement the temperatures in the cylinder head dropped and the cooling loss amounted to 24 % only. The temperature difference across the seat of the inlet valve is now only 100 % instead of 123°C. and across the exhaust valve seat 50°C .instead of 53°C.

The fin temperature at its end was also reduced from 110° to 90°C.

The following table gives a comparison between both original and best conditions:

TABLE No. 2

n = RPM

B = 80 mm³/Hub (4.36 kg./hr.)

Case	*A*	*B*
Cooling area of the fins of the cyl. head in cm²	2243	2500
Max. Temp. in the cylinder head °C.	303	280
Min. Temp. in the cylinder head °C.	185	160
Difference °C.	118	120
Max. temp. gradient $d\Theta/dx$ °C/cm.	35	25
Air temp. at entrance to cyl. head °C.	43	44
Air temp. outlet to cyl. head °C.	85	72
Difference Δt_L	42	28
Pressure rie across air fan ΔP_L mmW	290	275
Air discharge in m³/h	295	290
Air weight (γ = 1,29 kg/m³) kg/h.	380	374
Cooling loss % through cyl. head	36,5 %	24 %
Difference in Temp. at inlet valve seat °C.	123	100
Difference in Temp. at exhaust valve seat °C.	53	50

CONCLUSIONS

The fin distribution in the cylinder head of an air cooled Diesel engine affects the cylinder temperatures fields, while the total area of the fins affects the temperature values as a whole. Big cooling areas lead to a drop in the temperatures, an increase in the cooling fin area of about 12 % leads to a drop in the maximum temperature of about 7,5 % in the cylinder head. The addition of the 2 fins c and d around the inlet valve reduces all temperatures around it by about 20°C. and prevents excessive thermal stresses in the valve seat.

The same engine will undergoe some studies concerning the cylinder liner temperatures and these will be reported in due time.

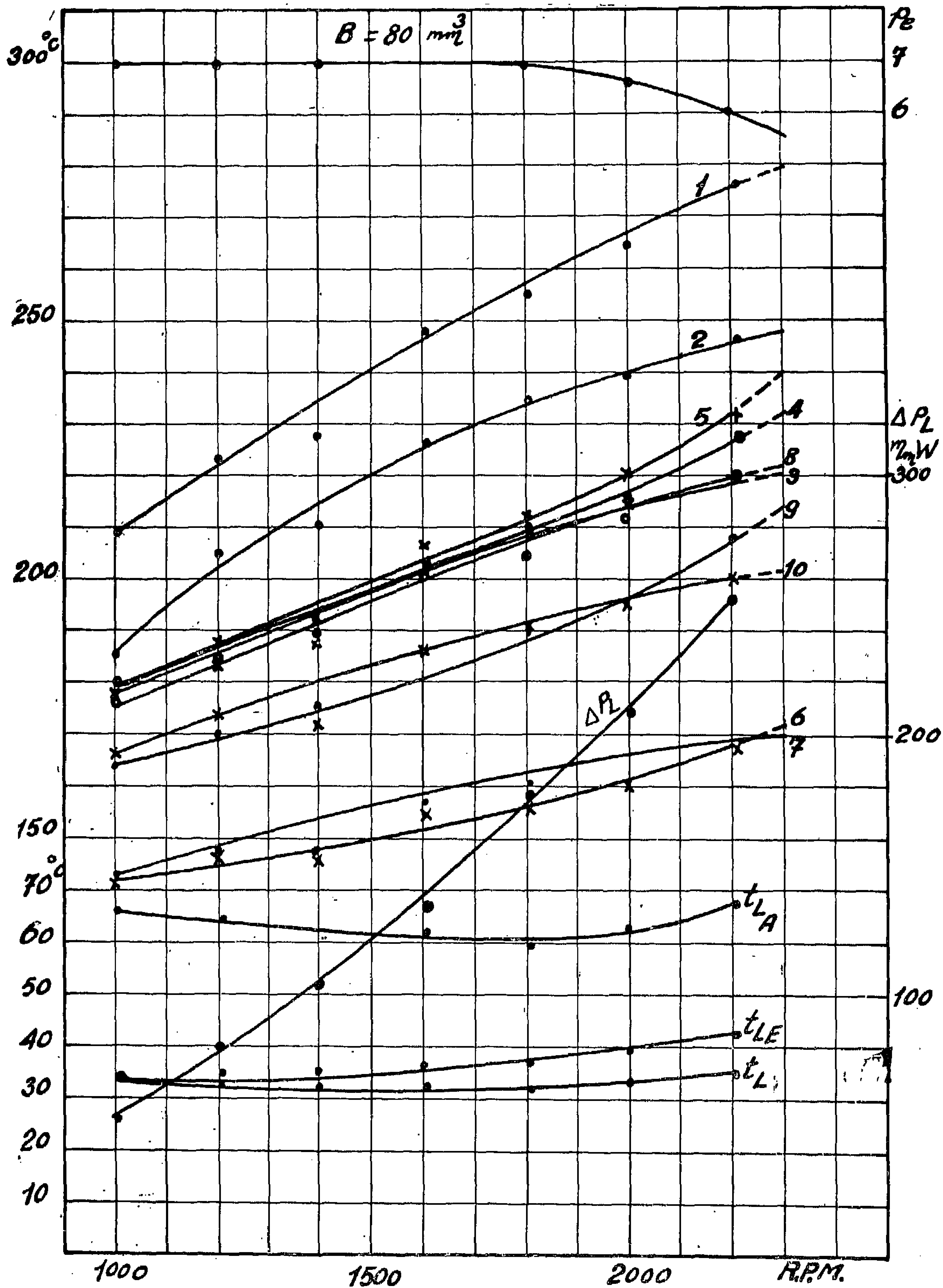


FIG. 8.—Temp. Measurements in the Cylinder Head.

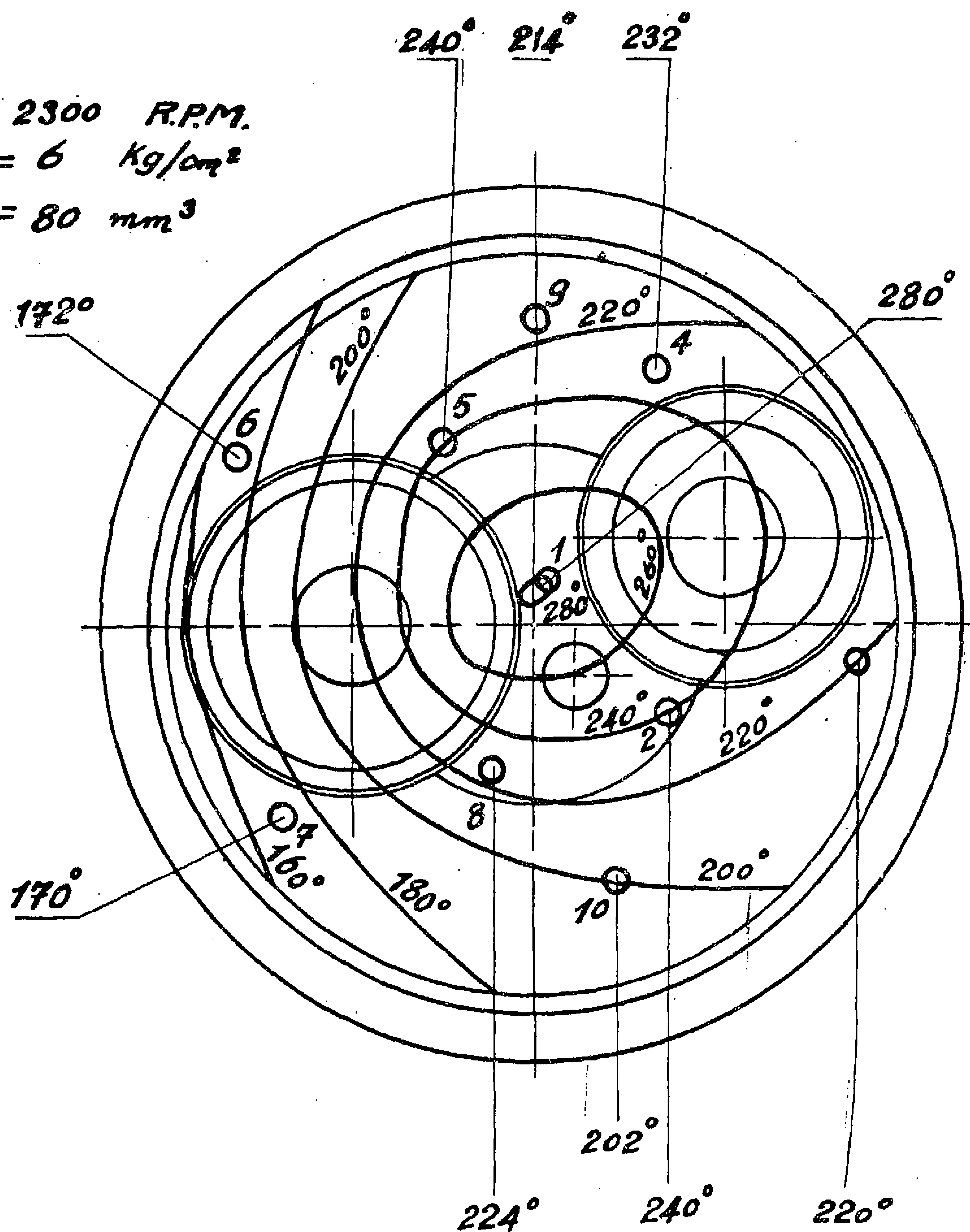
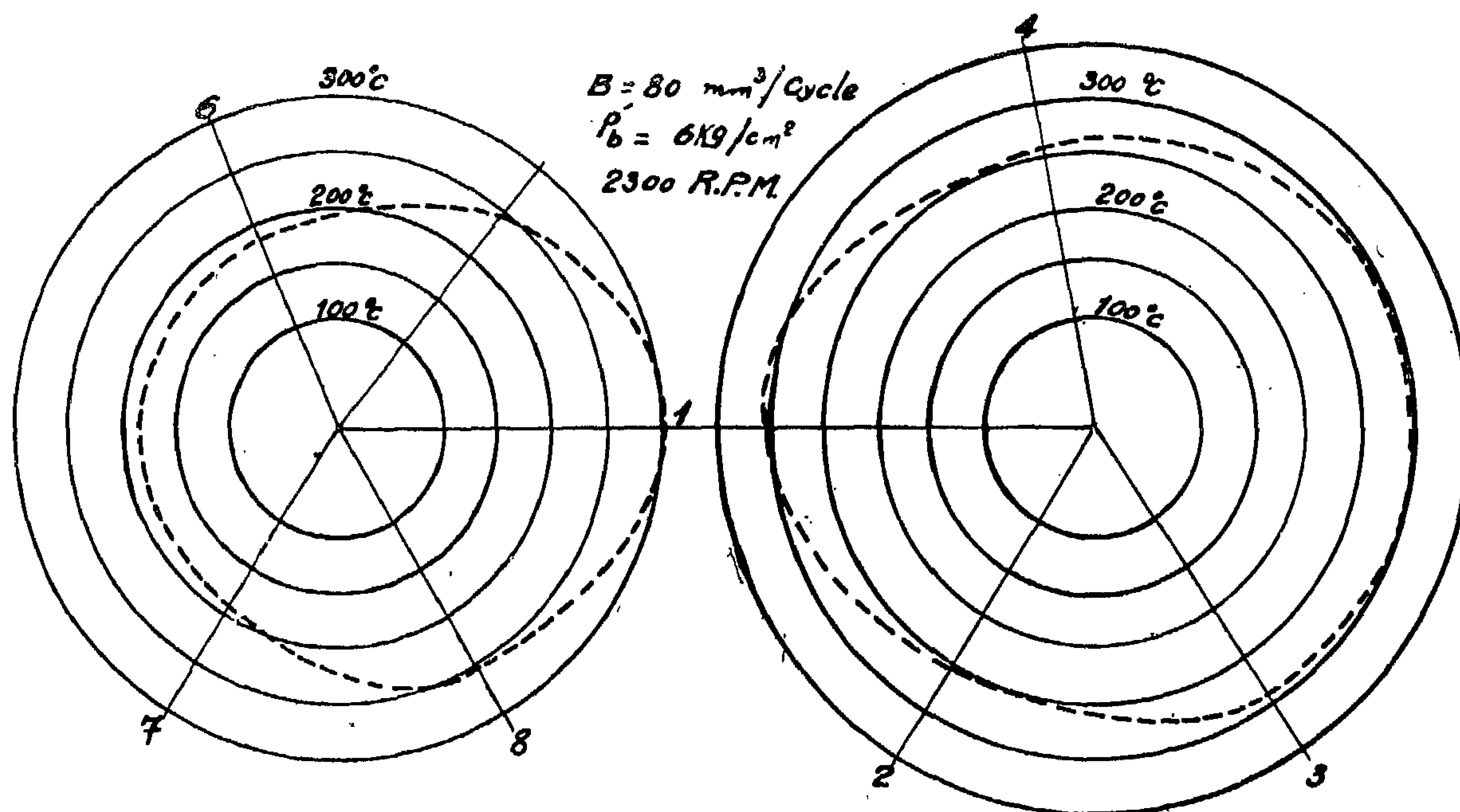


FIG. 7.—New Temperature Fields in the Cyl. Head.



Inlet Valve.
FIG. 5.—Temp. around Valve Seat.
Exhaust Valve.

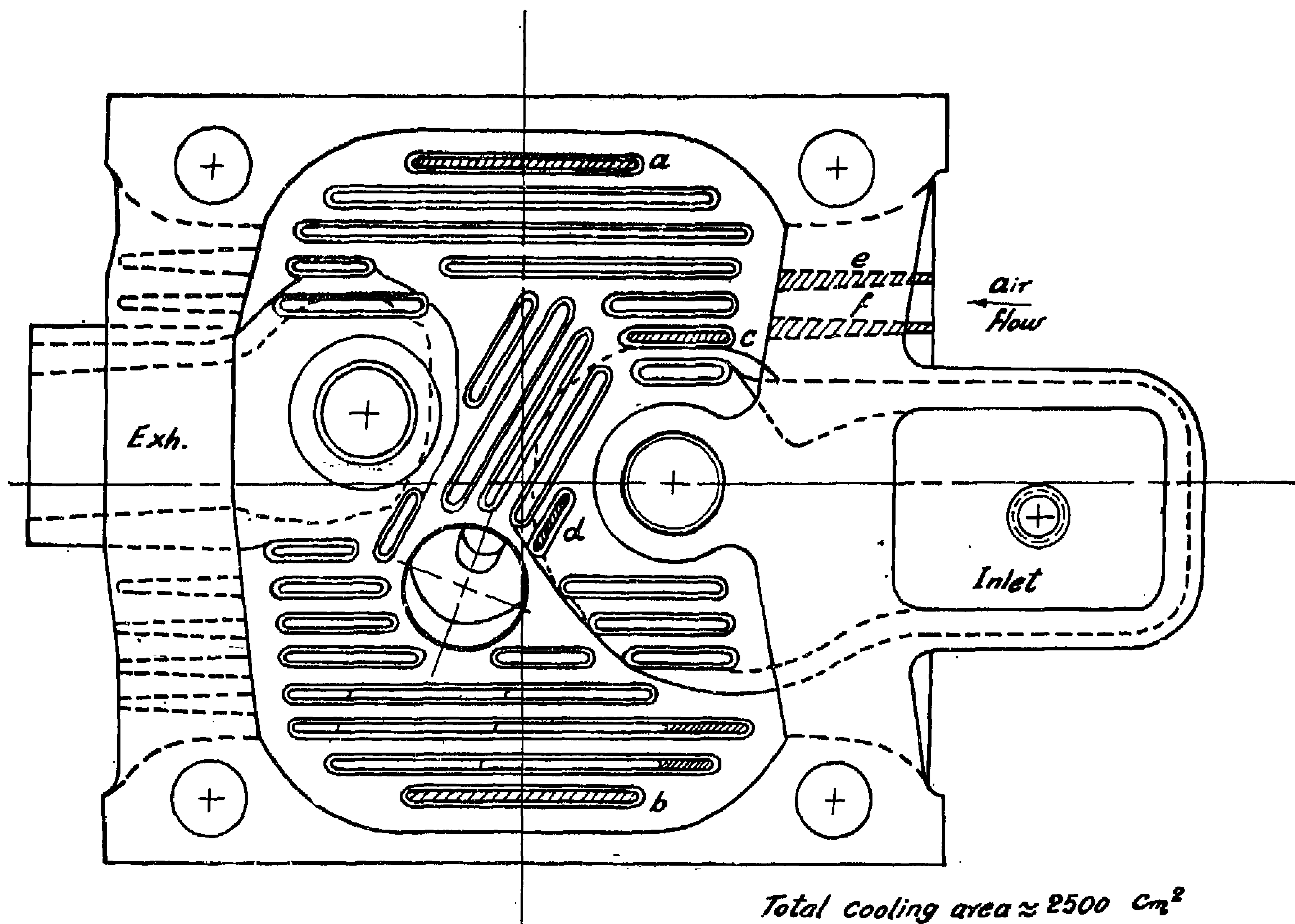


FIG. 6.—New Fin Arrangement.

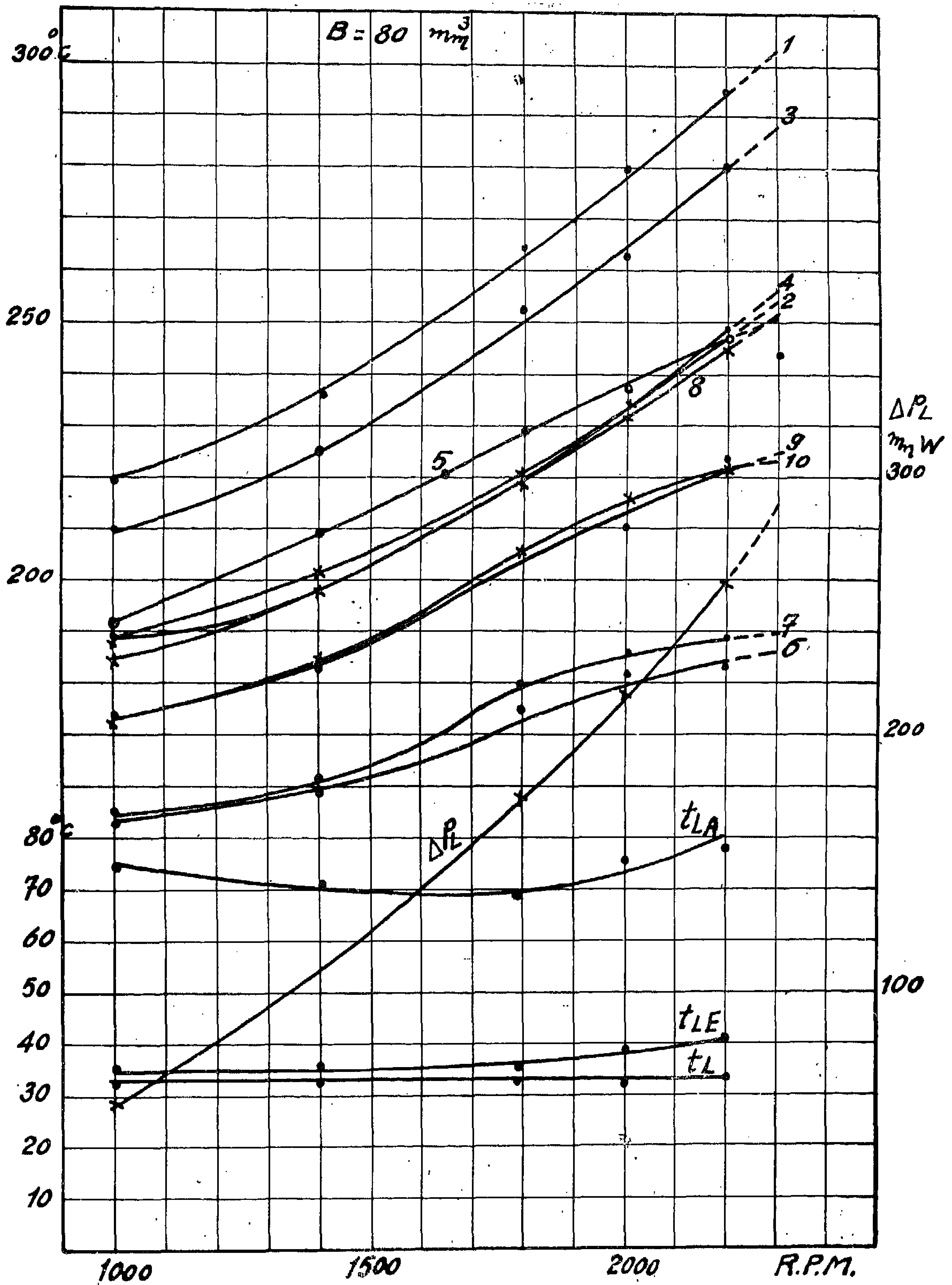


FIG. 4.—Temp. Measurement in the Cylinder Head.

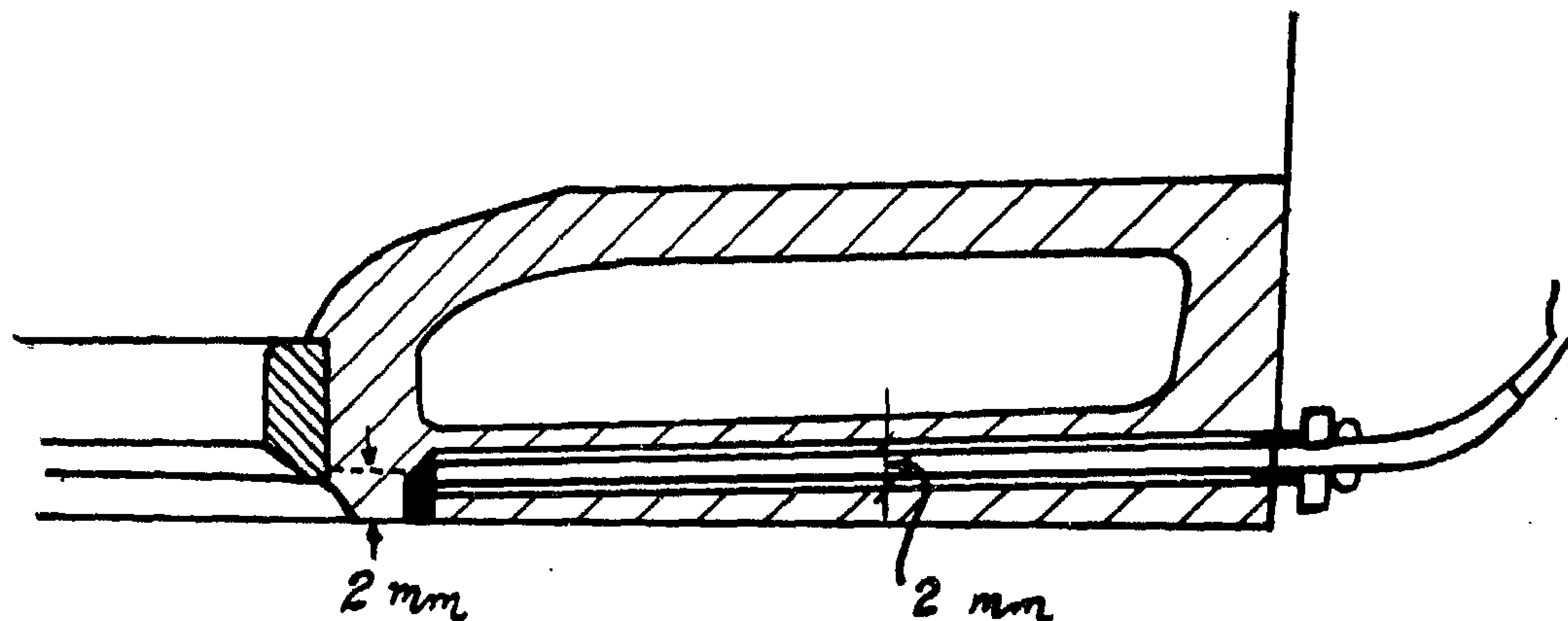


FIG. 3.—The Thermocouple.

The Test Procedure :

The engine cylinder head fins were originally arranged as shown in figure 1. The total cooling area of the fins in the cylinder head was 2243 cm². The experiments were carried out on the engine for variable speeds and constant injection quantity ; up to 2200 RPM. At 2300 RPM it was very difficult to get any temperature measurement because of the severe oscillations in the engine, which caused the thermocouple stift to get loose and thus the temperature measurement was false. For this reason, the measurements were carried out till 2200 RPM and afterwards through extrapolation the results at 2300 RPM were obtained. To increase the engine speed to 2300 RPM as needed by the Design Buro of the AVL, the Balancing of the engine has to be restudied again.

To control the fin temperature, only one fin, a central one as given in figure 1 was chosen and the temperature at its top and was measured through a thsrmocouple in the way discussed before.

The first results :

The first arrangement gave the following results shown in figures 4 and 5.

The cylinder head temperatures varied between a maximum of 303° and a minimum of 185 with a cooling air loss of 36,5 %. The temperature distribution around the seat of the inlet valve shows a temperature difference of 303-180 = 123° which is already big. The temperature fields in figure 4 show that there is a possibility for cracks at the exhaust valve seat a deformation possibility in the inlet valve eat, and the cylinder temperatures are already high and may cause coking of the oil lubricating the valves (around the valve stem happens this cocking). The fin design must therefore be ohanged.

The improvements :

There are two ways of attacking this problem :

1) To change the characteristic and the cooling air fan in a way to give more cooling air, but this leads to an increase in the fan power which leads to a loss of BHP ;

2) Change the fin construction, and this is easy done.

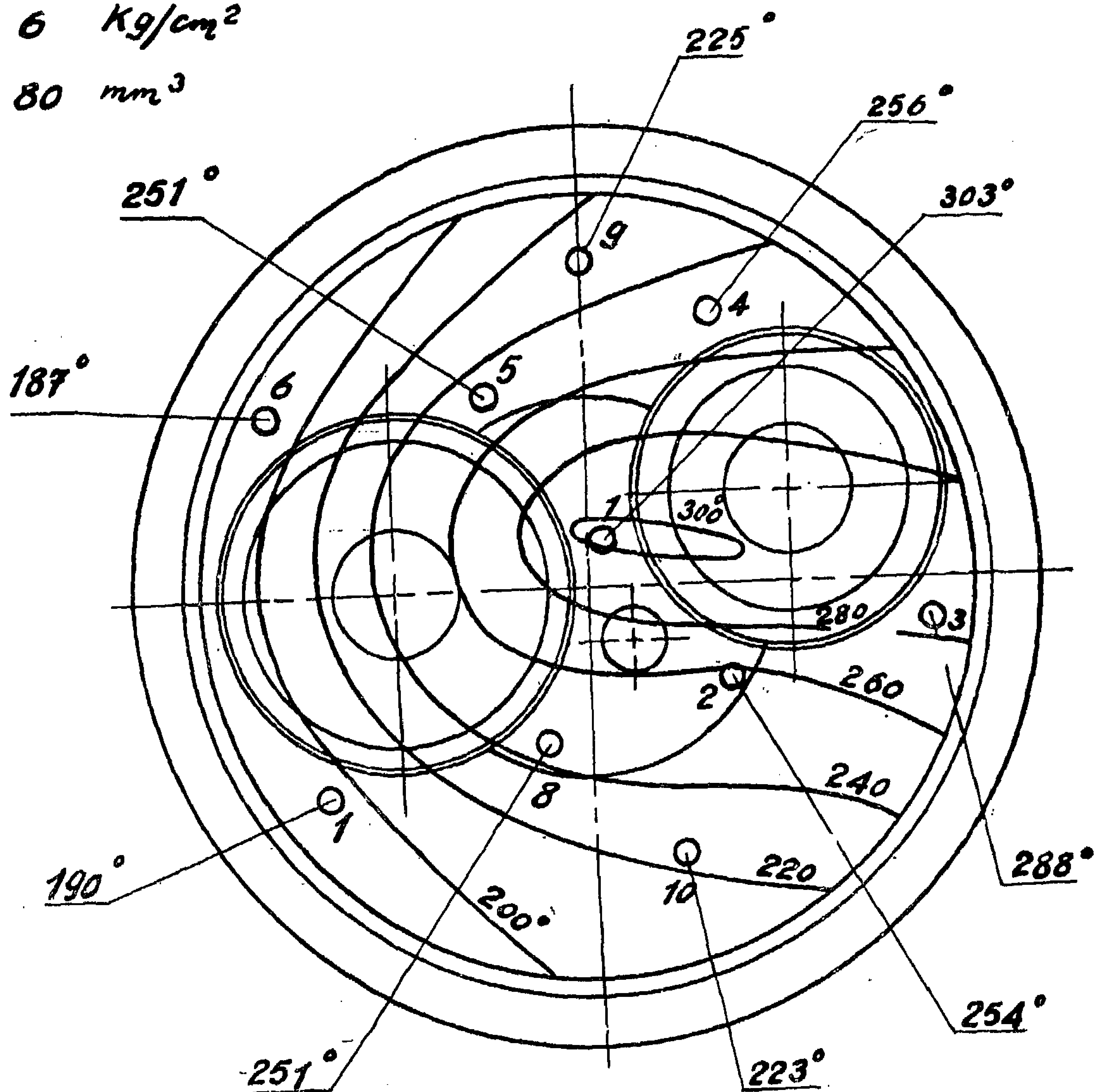


FIG. 2.—Original Temp. Fields in the Cylinder Head.

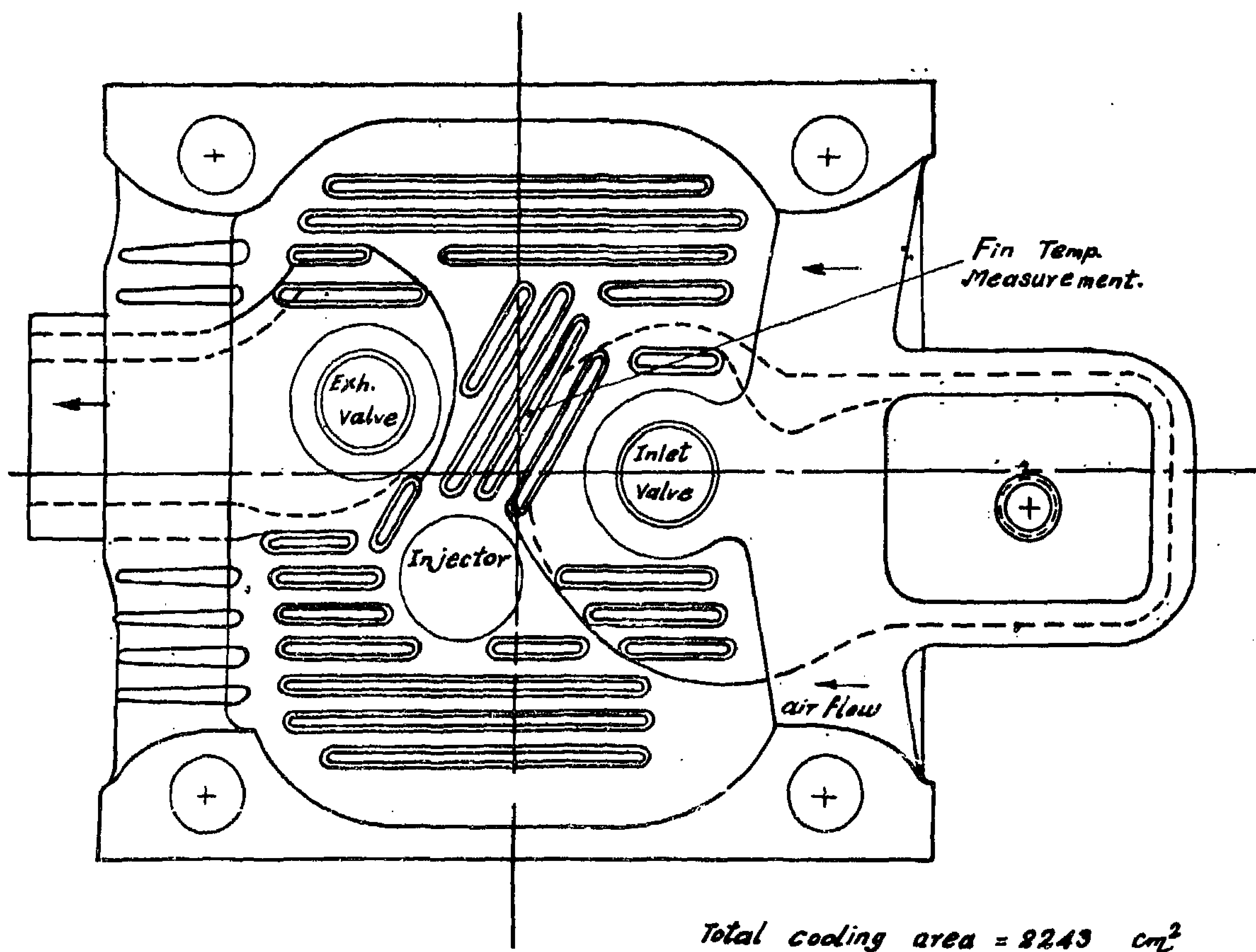


FIG. 1.—Original Fin Arrangement.

The Temperature measurement :

A general arrangement of the cylinder with its cooling fins is shown in Figure 1. Ten different thermocouples at different points in the cylinder head were inserted as shown in Figure 2. No. 1 is placed between the valves 2, 3, 4 around the exhaust valve, 5, 6, 7, 8 around the inlet valve, while 9 and 10 near the cylinder head walls. The thermocouples were built in as indicated in Figures 3. (2, 3); The cupper Constantan wires were inserted in the 2 mm. Bohrung and through a stift of 2 mm. diameter pressed against the seat. The junction of the thermocouples lie 2 mm. from the surface of the cylinder head. The temperatures were measured through the normal compensation method.

Other measurements carried out on the engine during this test :

Engine BHP through a Schenk fluid dynamometer.

Air temperature at entrance to the cylinder fins (just after the fan Duct) and after leaving the cylinder head fins (at 4 cms. from the walls) were measured through thermoelements Θ_{LE} and Θ_{LA} ; the air temperature in the test room was recorded together with the Barometer and Humidity factor from an ordinary dial recorder.

The pressure increase in the air fan $\triangle P_L$ was measured through a water manometer.

For comparison, all tests were carried out with a constant fuel injection of 80 mm^3/cycle.

Temperature Measurements In The Cylinder Head Of An Air Cooled Diesel Engine.

By

Dr. Abdelfattah Ibrahim

Faculty of Engineering, Alexandria University

Introduction

The question of cooling high speed diesel engines was a subject of discussion after the second world war. In a publication issued by K.F.T. in Germany[1] most of diesel engine designers, experts, practicians and users prefer air cooling instead of water cooling. See table No. 1 :

TABLE No. 1

	Experts	Practicians	Users	Total
Air cooling	29 %	33 %	19 %	81 %
Water cooling	—	—	—	—
Both systems	9.5 %	9.5 %		19 %
	38.5 %	42.5 %	12.5 %	100 %

The air cooled Diesel motor constructed by the AVL, Graz, was originally water cooled. According to the new tendency, the design was changed to air cooled. Figure 1 shows the new cylinder head.

Air cooling of Diesel engines brings with it several problems, one important is the distribution of heat stresses in the cylinder head itself. It is known that cracks occur in the metallic zones where the gradient $d\Theta/dx$ is very high. The zone around the valve, specially the inlet valve, can be subjected to seat deformation if the temperature field around the valve seat is not uniform. This deformation leads to leakage past the valve seats and hence less of thermal efficiency besides the excessive thermal stresses.

The aim of the following paper is to show how the distribution of temperatures is the cylinder head affects the thermal loading of the metal and how these temperature fields can be modified to give the best running conditions through varying the cooling fin design.

The air cooled type Diesel Engine :

The test engine has the following data :

Single cylinder air cooled 4 stroke

Bore 115 mm.

Stroke 140 mm.

Stroke volume 1,445 Litre.

8. E. B. Moullin, "The problem of non-ohmic resistor in series with an impedance", Proc. I.E.E., pt. I, March 1951, p. 87.

9. Abd El-Samie Mostafa, "Effects of harmonics on the frequency of oscillation as well as on the asymetry of the resonance surves", Communications and Electronics, July 1953.

10. N. R. Scott, "Amplitude stability in oscillatory systems", Proc. I.R.E., vol. 41, 1953, p. 1031.

11. Abd El-Samie Mostafa and M. El-Shishini, "A new method for treating ellctron tubes when used as superregenerative detectors", parts I, II and III, Communication and Electronics, May 1953, p. 207, and July 1953, p. 283 and p. 290.

12. G. R. Slemon, "A method of approximate steady state analysis for nonlinear networks", Proc. I.E.E., vol. 100, Pt. I, 1953, p. 275.

13. E. Fisher, "The period and amplitude of van der Pol limit cycle", J. Applied Physics, March 1954, p. 273.

14. Abd El-Samie Mostafa, "Analysis of a Triode Oscillator with losses associated with the inductive branch and signal applied in grid circuit", A.I.E.E. Transactions, vol. 74, pt. I, 1955 (Jan. 1956 section), p. 777.

15. Abd El-Samie Mostafa, "Simultaneous pulled oscillations in a triode oscillator, incorporating two oscillatory circuits", Communication and Electronics, May 1957, p. 120.

16. M. Schuller and W. W. Gärtner, "Large-Signal Circuit theory for Negative-Rlsistance diodes, in particular Tunnel Diodes", Proc. I.R.E. August 1961, p. 1268.

In view of equation 10, this condition gives,
$(r_1 T_1 + r_2 T_2) \geqslant 0$

b. The second method : let

$$S = \lambda \cdot \epsilon^{-\int (1/2) F'(y_s)\, dt}$$

Substitution in equation 11 gives,

$$d^2\lambda/dt^2 + \Phi(t)\lambda = 0 \qquad (13)$$

where

$$\Phi(t) = 1 - (1/2)\, dF'(y_s)/dt - (1/4)\,[F'(y_s)]^2$$

Aided with equation 9, it is clear that $\Phi(t)$ is a periodic function in t of period T/2. According to Floquet's theory 1, equation 13 has the general solution,

$$\lambda = A\epsilon^{\mu t} f_1(t) + B\epsilon^{-\mu t} f_2(t)$$

where A ond B are arbitrary constants depending on initial conditions. "μ" is a constant, in general complex, depending completely upon the periodic function $\Phi(t)$. $f_1(t)$ and $f_2(t)$ are periodic functions in t of period T/2.

Now, $\epsilon^{-\int (1/2) F'(y_s)\, dt} =$

$$\epsilon^{-(1/2)s_0 t} M(t)$$

where M (t) aided with equation 9, is a periodic function in t of period T/2. Therefore, the general solution 5 is given by

$$S = \lambda \cdot \epsilon^{-\int (1/2) F'(y_s)\, dt}$$

$$= A\epsilon^{(\mu - s_0/2)t} N_1(t) + B\epsilon^{-(\mu + a_0/2)t} N_2(t) \qquad (14)$$

where

$$N_1(t) = M(t) \cdot f_1(t), \text{ and}$$
$$N_2(t) = M(t) \cdot f_2(t)$$

Thus N (t) and $N_2(t)$ are perioric functions of period T, and since the periodic solution y_s of period T is a particular solution of S, it is clear from equation 14 that we should have,

$$\mu = a_0/2$$

and this particular solution could occur with B = 0 and for a certain value of A. Therefore, the general solution is given by,

S = a constant (a periodic function of period T) + onother constant) $\epsilon^{-a_0 t}$ × (another period function of period T).

Again, the necessary condition for the amplitude of S and hence Δy, do not increase with time is that $a_0 \geqslant 0$, that is, $(r_1 T_1 + r_2 T_2) \geqslant 0$, which is the stability condition given in the text.

REFERENCES

1. "Modern Analysis" (book), E. T. Whittaker and G. N. Watson, 4th ed., 1927, Cambridge University Press.
2. Van der Pol, "The Non-linear theory of Electrical Oscillations", Proc. I.R.E., vol. 22, 1934, p. 1051.
3. J. Shohat, "On von der Pol's and related nonlinear differential equations, "Journal Applied Physics", vol. 15, 1944, p. 568.
4. J. Hoag, "Examples concrets d'étude asymptotique d'oscillations de relaxation", Ann. Sci. Ecole Norm. Sup., vol. 61, 1944.
5. A. W. Gillies, "The application of power series to the solution of non-linear circuit problems", Proc. I. E. E., vol. 96, pt. III, 1949, p. 453.
6. J. J. Stoker, "Nonlinear Vibrations", (book), Interscienci Publishers, 1950, p. 140.
7. Abd El-Samie Mostafa and M. El-Shishini, "A new method for treating electron tubes when used as oscillators in the free as well as in the synchronised states", A.I.E.E. Transactions, vol. 70, 1951.

The system is set in a transient state by assuming a small deviation ($\triangle y$) from the steady state solution y_s. In this state, the general solution of equations 1 and 2 is given by,

$$y = y_s + \triangle y$$

Substitution in equation 1 gives,

$$d(y_s + \triangle y)/dt + F(y_s + \triangle y) + \int (y_s + \triangle y)\,dt = 0$$

But, $F(y_s + \triangle y) = F(y_s) + F'(y_s) \cdot \triangle y$

Substitution gives,

$$d(y_s + \triangle y)/dt + F(y_s) + [F'(y_s)]\triangle y + \int (y_s + \triangle y)\,dt = 0$$

y_s satisfies equation 1, giving, $dy_s/dt + F(y_s) + \int y_s\,dt = 0$. Substraction gives,

$$d(\triangle y)\,dt + F'(y_s)) \cdot \triangle y + \int \triangle y\,dt = 0$$

Putting $\triangle y = dS/dt$ gives,

$$d^2 S/dt^2 + F'(y_s)\,ds/dt + S = 0 \quad (11)$$

This is a linear differential equation with periodic coefficients. Comparing this equation 11 and equation 2, at the steady state solution y_s, it is clear that y_s is a particular solution of S.

Two methods for the solution of equation 11 will be given here.

(i) The first method: let $S = y_s \cdot \Psi$. Therefore, $dS/dt = \psi\, dy_s/dt + y_s\, d\Psi/dt$ and $d^2 S/dt^2 = \Psi \cdot d^2y_s/dt^2 + 2\,(dy_s/dt)\, d\Psi/dt + y_s \cdot d^2\Psi/dt^2$

Substitution in equation 11 gives,

$$y_s\, d^2\Psi/dt^2 + (d\Psi/dt)\,[\,2\,(dy_s/dt) + y_s F'(y_s)\,] + \Psi\,\Big[d^2y_s/dt^2 + F'(y_s)\,dy_s/dt + y_s\Big] = 0$$

The coefficient of "Ψ" is zero, since y_s satisfies equation 2 and the above equation reduces to,

$$d^2\Psi/dt^2 + (d\Psi/dt)\,[\,(2/y_s)\,(dy_s/dt) + F'(y_s)\,] = 0$$

Integration gives,

$$\int d\,(d\Psi/dt)/(d\Psi/dt) = \int [\,(2/y_s) \times (dy_s/dt) + F'(y_s)\,]\,dt$$

Thus, $\log(d\Psi/dt) = -2\log y_s - \int F'(y_s)\,dt + \log K_1$, giving,

$$d\Psi/dt = K_1/y_s^2 \cdot \epsilon^{\int - F'(y_s)\,dt}$$

where K_1 is a constant of integration. Integration again gives,

$$d\Psi/dt = K_1/y_s^2) \cdot \epsilon^{-\int F'(y_s)\,dt}\;]\,dt + K_2$$

where K_2 is another contant of integration.

Then, $S = y_s \cdot \Psi = y_s$

$$\{\int[(K_1/y_s^2)\,\epsilon^{-\int F'(y_s)\,dt}\;]\,dt + K_2\} \quad (12)$$

In view of equation 9 we get,

$$-\int F'(y_s)\,dt = \epsilon^{-\int[a_0 + \sum_{n=1} (a_n \cos 4\pi nt/T + b_n \sin 4\pi nt/T)]\,dt}$$

$= \epsilon^{-a_0 t}$ [a periodic function of time of period T/2].

Now, since y_s is a period function of period T, therefore $1/y_s^2$ is also periodic of period T. Therefore, equation 12 gives,

S = (a periodic function of period T)

$\{\int [\,K_1$ (a periodic function of period T) $\epsilon^{-a_0 t}$ (a periodic function of period T/2] $dt + K_2\}$

$= K_1\,\epsilon^{-a_0 t}$ (a periodic function of period T) (a period function of period T/2 + K_2 (a periodic function of period T).

It is thus clear that the necessary condition for the amplitude of "S", and consequently of $\triangle y$ (=dS/dt), do not increase with time, is that,

$$s_0 \geqslant 0$$

Appendix 1

Following the notations given in the manuscript, equation 2 has the following solution,

$$y = \epsilon^{-px} (K_a \sinh x + K_b \cosh x)$$

where K_a and K_b are constants of integration to be determined.

Putting $y_1 = y_0$ at $x_1 = 0$, and $y_1 = - y_0$ at $x_1 = X_1$, gives

$$K_{b1} = y_0 \text{, and } K_{a1} = -y_0 (\epsilon^{p_1 X_1} + \cosh X_1)/\sinh X_1$$

Also, putting $y_2 = - y_0$ at $x_2 = 0$, and $y_2 = - y_0$ at $x_2 = X_2$, gives

$$K_{b2} = - y_0 \text{, and } K_{a2} = - y_0 (\epsilon^{p_2 X_2} - \cosh X_2)/\sinh X_2$$

Differentiating y with respect to the time t, gives,

$$dy/dt = \epsilon^{-px} [(w K_b - p K_a) \sinh x + (wK_a - pK_b) \cosh x]$$

Since dy/dt is continuous,

$$(dy_1/dt) \quad (\text{at } x_1 = X_1) = (dy_2/dt) \; (\text{at } x_2 = 0)$$

Substitution gives equation 5a given in manuscript.

Also, since the nonlinear characteristic is symmetrical, the steady state solution is periodic in "t" and is expanded in only odd sines and cosines, therefore,

$$(dy_1/dt) \; (\text{at } x_1 = 0) = - (dy_2/dt) \; (\text{at } x_2 = X_2)$$

Substitution gives equation 5b given in the manuscript.

Appendix 2

The differential equation under consideration is given by,

$$dy/dt + F(y) + \int y \, dt = 0 \qquad (1),$$

where F (y) is represented by the straight lines shown in Figure 1. Differentiation gives,

$$d^2 y/dt^2 + F'(y) \, dy/dt + y = 0 \qquad (2)$$

where the damping coefficient $F'(y) = d\,F(y)/dt$ is constant in steps, see Fig. 2.

In the steady state ,the solution "y" which will be denoted by y_s is expanded by odd Fourier coefficients. For each half period, the operation over a b is for a time T_1, and the operation over b c is for a time T_2.

Therefore the waveform of $F'(y)$, at the steady state, is as shown in Figure 6. It is periodic in time with period T/2, where T is the period of the steady state solution y_s. Therefore, the Fourier expansion of $F'(y)$ (at the steady state) is in general given by,

$$F'(y) \text{ (at the steady state) } = F'(y_s) = a_0 + \sum_{n=1} [a_n \cos (4 \pi nt/T) + b_n \sin (4 \pi nt/T)] \qquad (9)$$

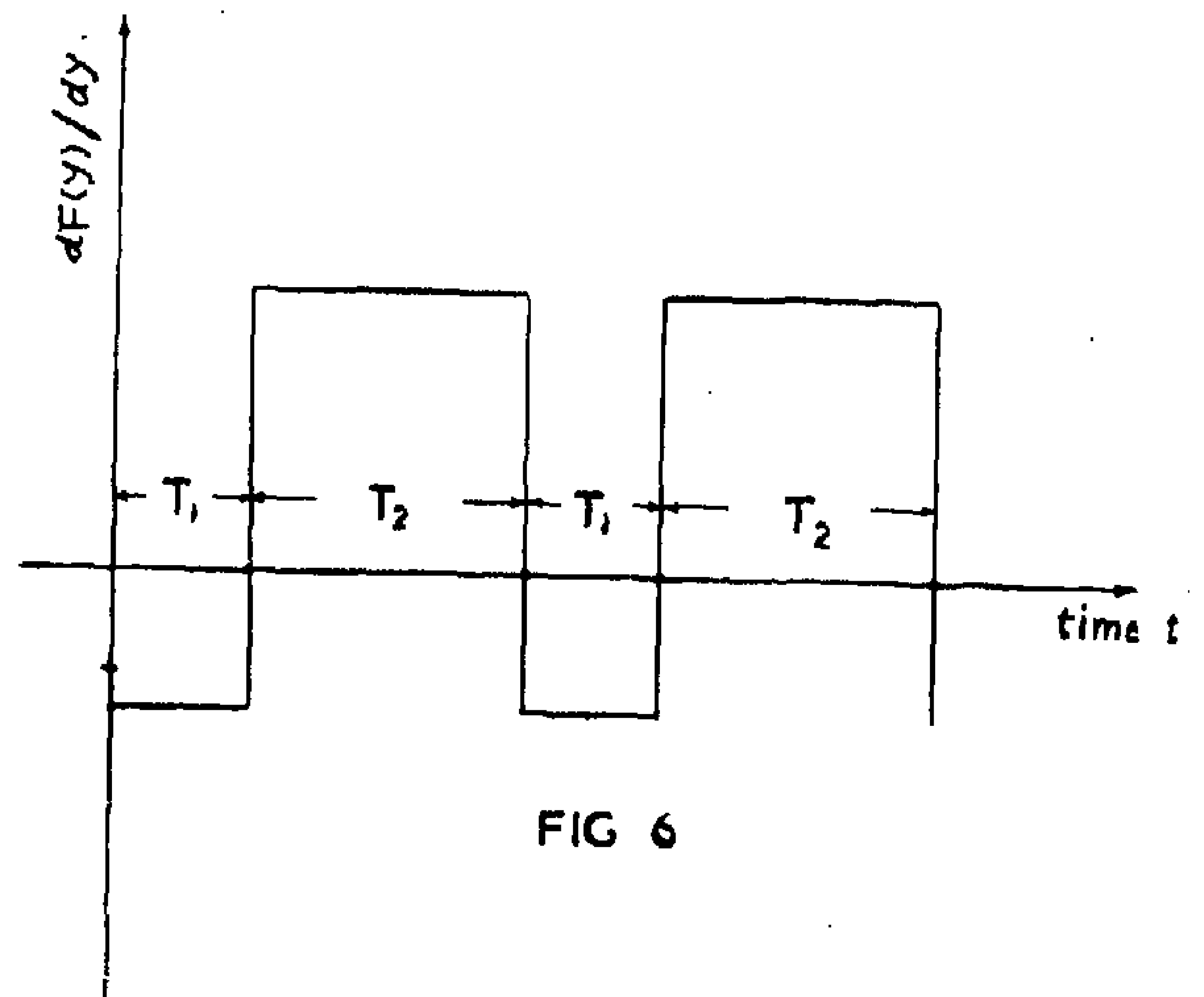


Figure 6. Representation of the wave of F' (y) against time t.

"a_0" is the value of the average damping coefficient and is given by

$$a_0 = 2 (R_1 T_1 + R_2 T_2)/T \qquad (10)$$

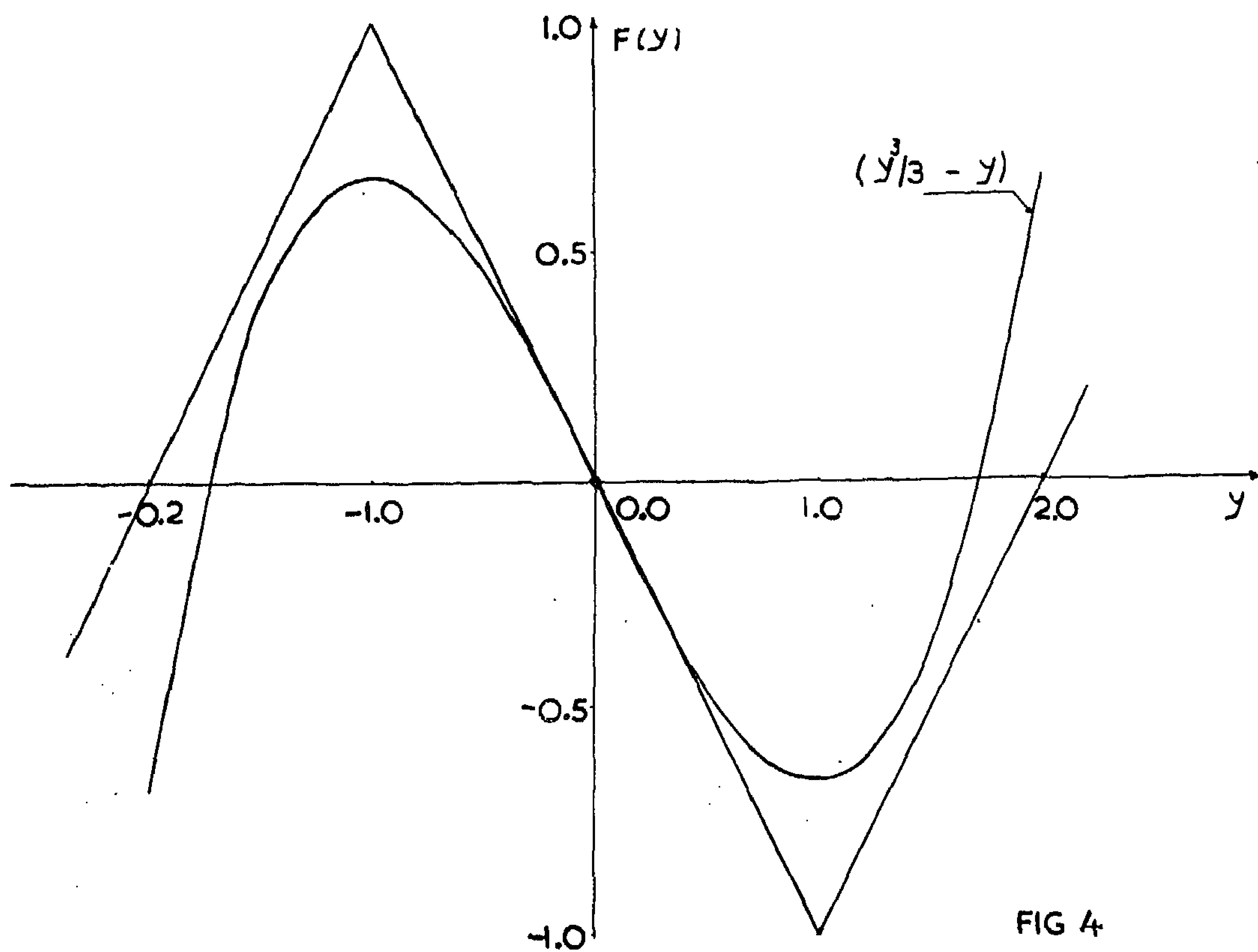


Figure 4. The damping function F (y) as represented by three straight lines and as given by van der Pol.

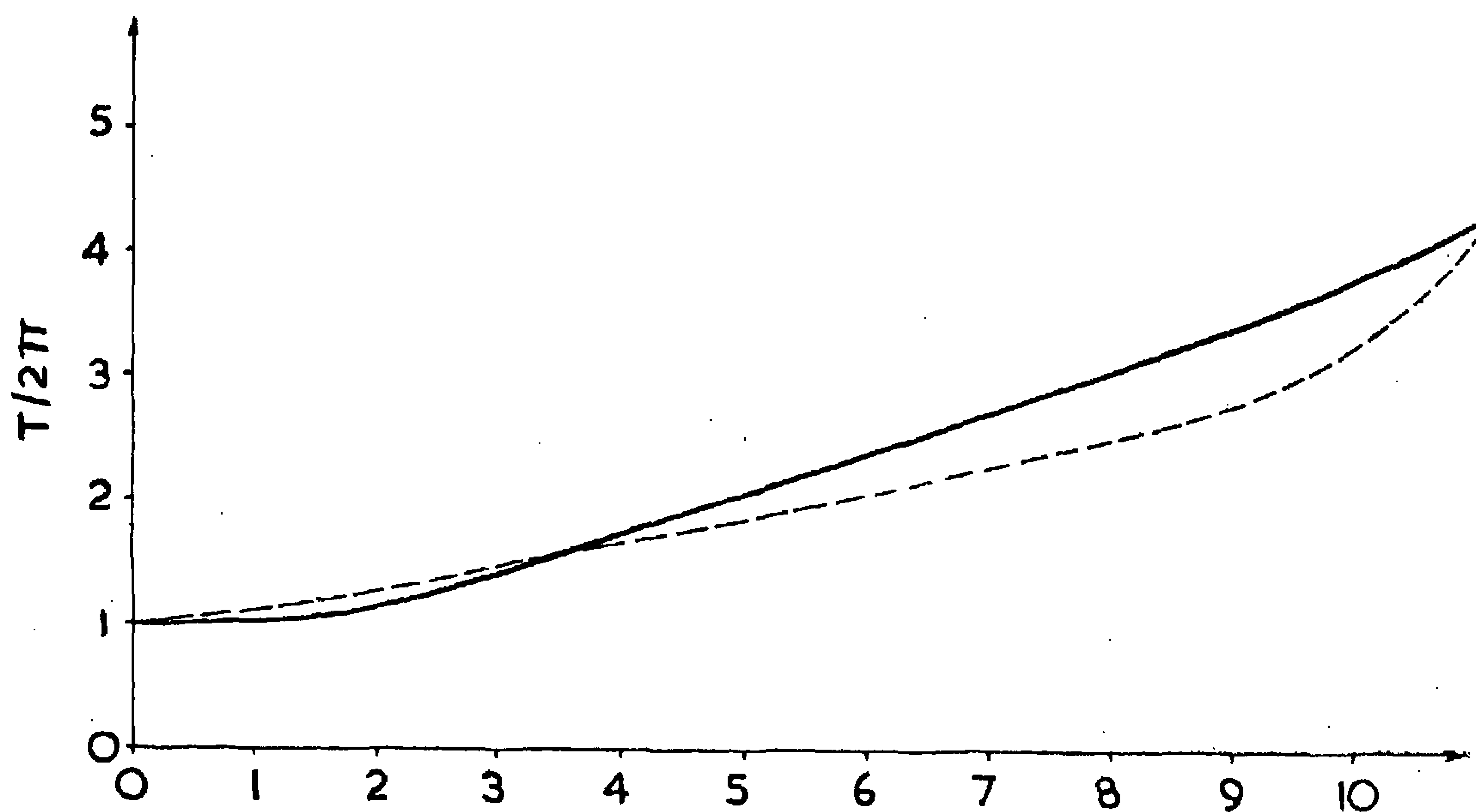


Figure 5. (The period of oscillation)/2, against "r" for the case $-r_1 = r = r_2$, and for van Pol case (ϵ = r) (shown dashed).

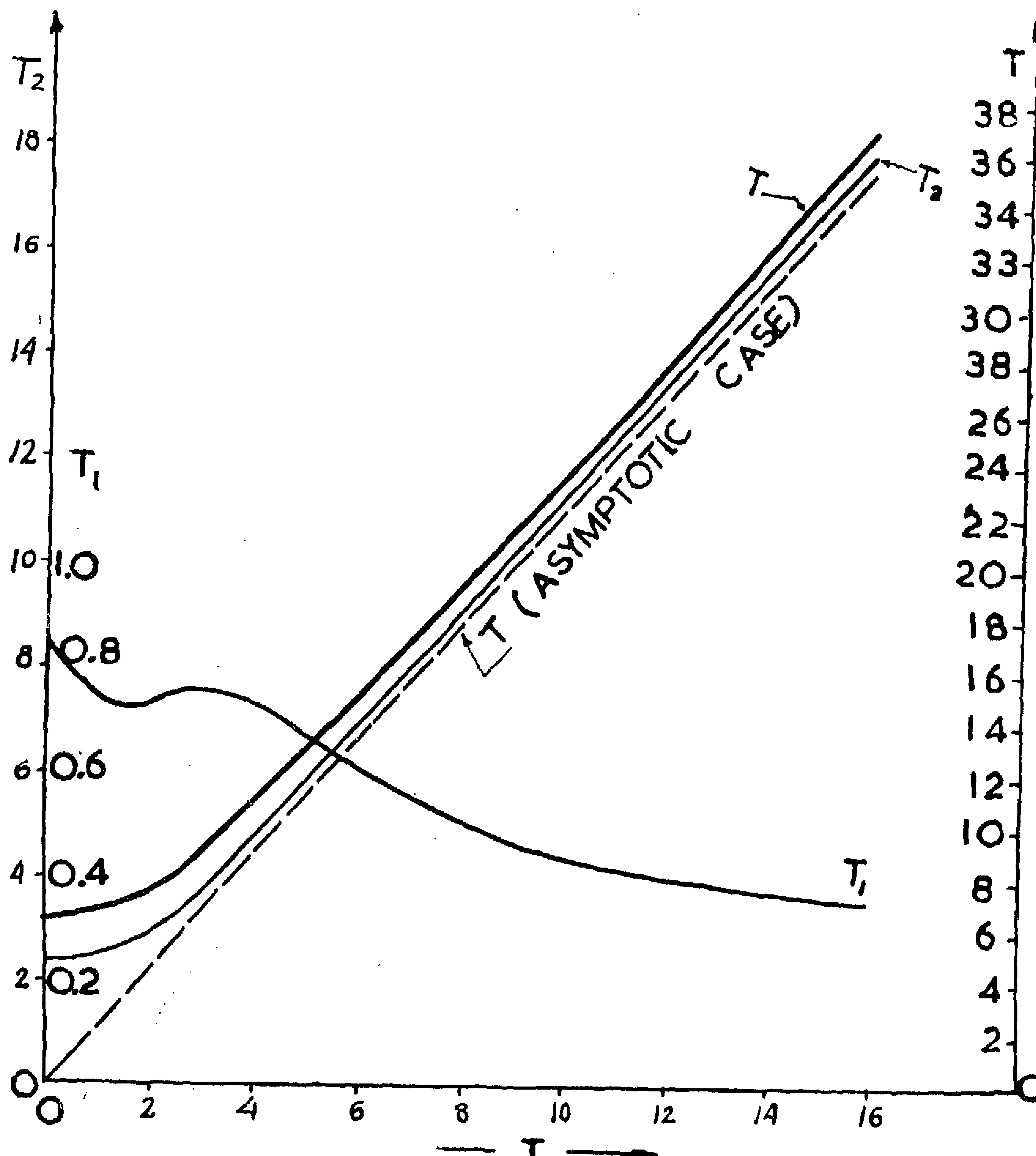


Figure 3. The time intervals T_1 and T_2 as well as the period of oscillation T for different values ($-r_1 = r = r_2$). The period of oscillation T in the asymptotic case is also shown.

In van der Pol's equation $F(y) = \varepsilon (y^3/3 - 1)$, it is plotted in Figure 4 together with the case where $- r_1 = r = r_2$, (the period of oscillation $/2\pi$) is plotted in Figure 5 for the two cases, taking $r = \varepsilon$. Therefore, this case coul dbe considered representing satisfactorily van der Pol's equation (13). However, there is some discrepancy between the two curves which is caused by the fact that the damping coefficient F(y) is not the same in both cases. The waveform and harmonic contents are computed for the case where $- r_1 = 4.0 = r_2$, giving,

$$y = y_0 (0.013 \cos x - 2.43 \sin x + 0.721 \cos 3x -$$
$$0.293 \sin 3x + 0.316 \cos 5x + 0.186 \sin 5x +$$
$$0.0365 \cos 7x + 0.20 \sin 7x - 0.073 \cos 9x -$$
$$0.167 \sin 9x + \ldots\ldots)$$

where $x = w_0 t$.

while for $| r_2 | < 2.0$,

$$N_n = (1/\pi) \sqrt{1+ A^2_2}$$

$$- [\epsilon^{-p_2 (w_2/w_0) Z} / \sqrt{(w_2/w_0 + n)^2 + (p_2 w_2/w_0)^2}] \times$$

$$\cos [(w_2/w_0 + n) Z + n Z_1 - \beta_{n2} - \tan^{-1} (1/A_2) + \pi/2] +$$

$$\epsilon^{-p_2 (w_2/w_0) Z} / \sqrt{(w_2/w_0 - n)^2 + (p_2 w_2/w_0)^2}] \cos$$

$$[(w_2/w_0 - n) Z - n Z_1 - \beta_{-n2} - \tan^{-1} (1/A_2)] \Big\}_0^{Z_2}$$

$$\tan \alpha_{n2} = n/ (w_2/w_0) (1 - P_2),$$

$$\tan \alpha_{-n2} = n/ -(w_2/w) (1 + p_2).$$

$$\tan \beta_{n2} = (w_2/w_0 + n)/ - (p_2 w_2/w_0),$$

and,

$$\tan \beta_{-n2} = (w_2/w_0 - n)/ - (p_2 w_2/w_0)$$

In both cases, V_n has the same expression as N_n, only "cos" is to be replaced by "sin".

$$A_1 = - (\epsilon^{p_1 X_1} + \frac{\cosh}{\cos} X_1)/ \frac{\sinh}{\sin} X_1$$

cosh X_1 and sinh X_1 are used for $| r_1 | > 2.0$,

while cos X_1 and sin X_1 are used for $|r_1|<2.0$,

$$A_2 = - (\epsilon^{p_2 X_2} - \frac{\cosh}{\cos} X_2)/ \frac{\sinh}{\sin} X_2 ,$$

cosh X_2 and sinh X_2 are used for $| r_2 | > 2.0$,

while cos X_2 and sin X_2 are used for $| r_2) < 2.0$,

$Z_1 = w_0 T_1$, $Z_2 = w_0 T_2$, and, $Z = w_0 t$

2. *Conditions of Stability.*

Assuming a small deviation ($\triangle$ y) from the steady state solution, then using equation 1 gives,

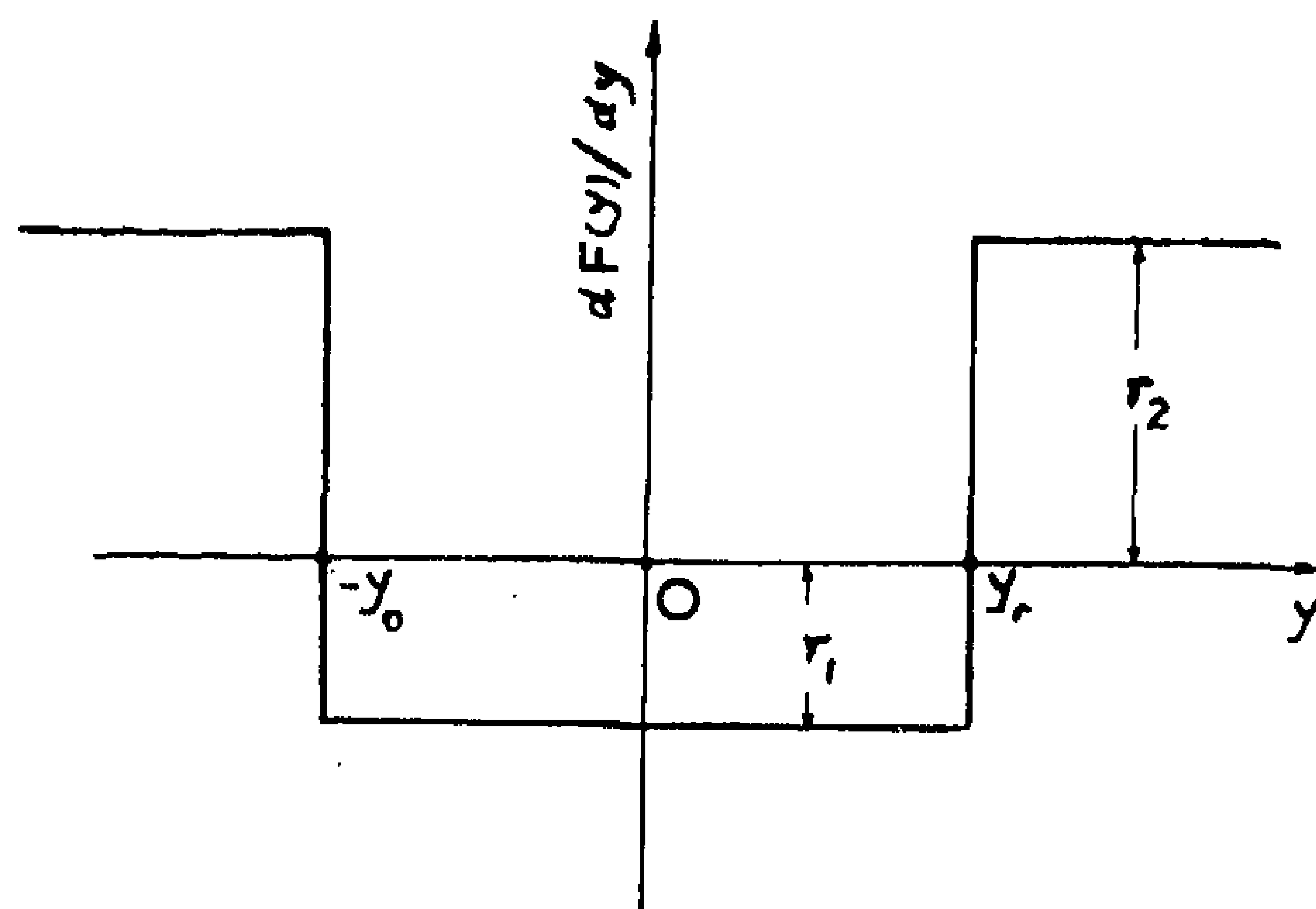


Figure 2. The damping coefficient d F (y)/dy.

$$d (\triangle y) dt + (d F (y)/dy) \text{ (at steady state)}. (\triangle y) + \int (\triangle y) dt = 0$$

Substituting "S" for $\int (\triangle y) dt$, gives,

$$d^2 S/dt^2 + [d F (y)/dy] \text{ (at steady state) } d S/dt + S = 0$$

The solution of this equation leads to that there is only one condition of stability. This condition is proved in appendix 2 and is given by,

$$(r_1 T_1 + r_2 T_2) \geqslant 0$$

It is independent of y_0.

3. *Numerical Computations.*

Solving equations 7 for the case of equal positive and negative slopes of F (y), that is for $-r_1 = r = r_2$, the time intervals T_1 and T_2 as well as the period of oscillation T are computed, see Fig. 3. In the limiting relaxation case where "r" approaches infinity, it can be shown that equations 5 a and 5 b lead to,

$$T_1 \rightarrow 0 , \text{ and } T_2 \rightarrow r \log_e 3$$

This asymptotic case is also plotted in Fig. 3.

cosh X_2 and sinh X_2 are used for $|r_2| < 2$, while cos X_2 and sin X_2 are used for $|r_2| < 2$.

7 a is an equation in one unknown X_2, but it is an implicit form, several values of X_2 should be assumed until one is found consistent.

When treating equations 7, the least values of X_1 and X_2 should be taken. The greater values of X_1 and X_2 are due to the operation over the extension of the straight lines representing the nonlinear characteristic and not over the limited regions a b and b c, see Figure 1.

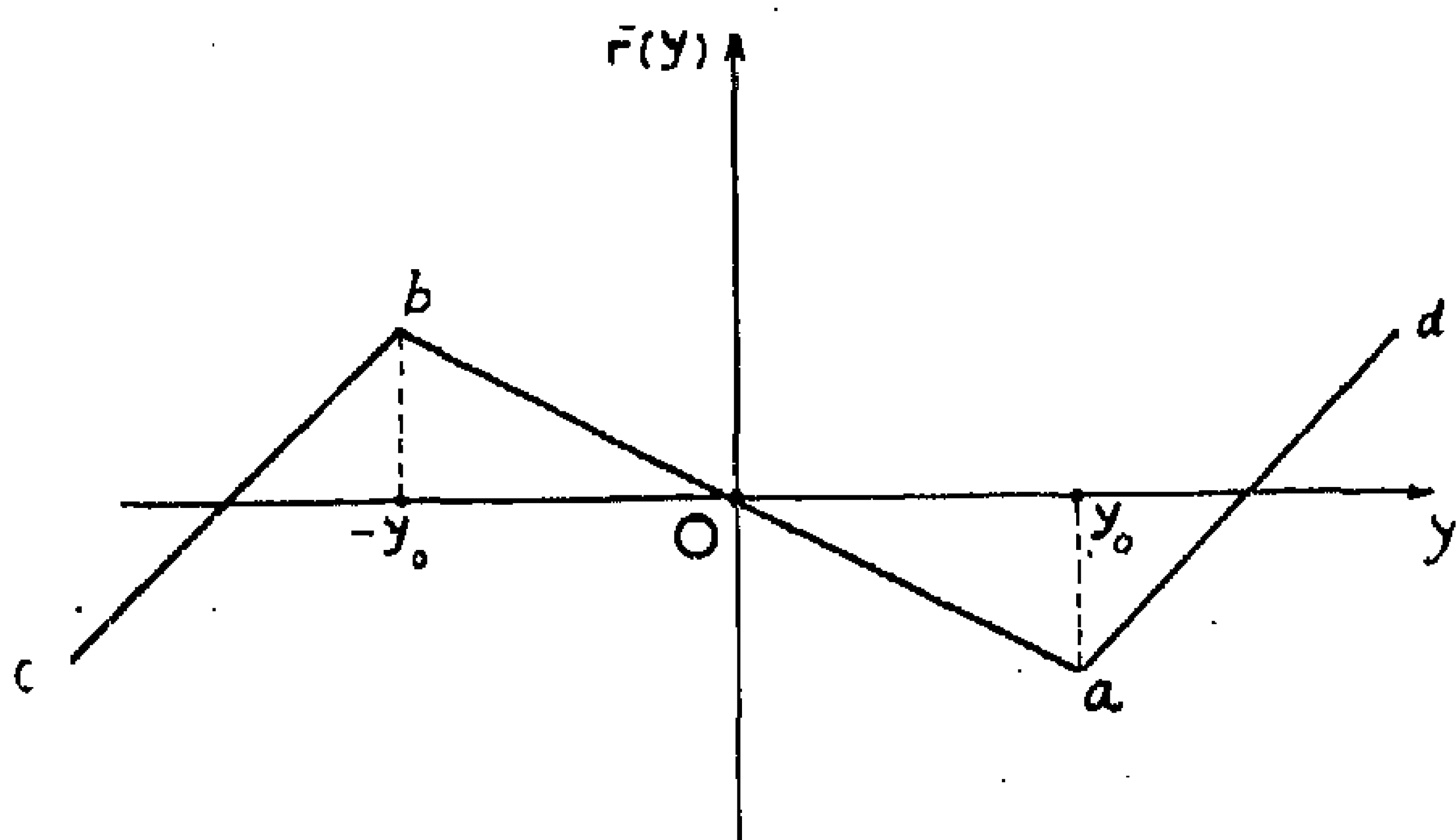


Figure 1. Representation of the damping function F (y) by three straight lines.

It is worth noting that the period of oscillation T is independent of y_0.

I. Harmonic Analysis of the Steady State Solution :

The steady solution y may be expanded in the Fourier series form, namely,

$$y = y_0 \sum_{n=1,3,5} (a_n \cos n w_0 t + b_n \sin n w_0 t) \qquad (8)$$

where $w_0/2\pi$ is the frequency of the steady state oscillation.

$w_0/2\pi = 1/T$.

It can be shown that,

$a_n = M_n + N_n$, and $b_n = U_n + V_n$,

where, for $|x_1| > 2.0$,

$$M_n = (1/\pi) \{ [(A_1+1)/\sqrt{(w_1/w_0)^2(1-p_1)^2+n^2}]\, \epsilon^{(w_1/w_0)(1-p_1)Z} \times \cos(nZ - \alpha_{n1}) - [(A_1-1)/\sqrt{(w_1/w_0)^2(1+p_1)^2+n^2}]\, \epsilon^{-(w_1/w_0)(1+p_1)} \times \cos(nZ - \alpha_{-n1})]_0^{Z_1}$$

while for $|r_1| < 2.0$,

$$M_n = (1/\pi)\sqrt{1+A_1^2}\, \{ -[\epsilon^{-p_1(w_1/w_0)Z} / \sqrt{(w_1/w_0+n)^2+(p_1 w_1/w_0)^2}] \times \cos[(w_1/w_0+n)Z - \beta_{n1} + \tan^{-1}(1/A_1) + \pi/2] + \epsilon^{-p_1(w_1/w_0)Z} / \sqrt{(w_1/w_0-n)^2+(p_1 w_1/w_0)^2}] \cos[(w/w_0-n)Z - \beta_{-n1} + \tan^{-1}(1/A_1)] \}_0^{Z_1}$$

$\tan \alpha_{n1} = n/(w_1/w_0)(1-p_1)$,

$\tan \alpha_{-n1} = n/-(w_1/w_0)(1+p_1)$,

$\tan \beta_{n1} = (w_1/w_0 + n)/(-p_1 w_1/w_0)$, and,

$\tan \beta_{-n1} = (w_1/w_0 - n)/(-p_1 w_1/w_0)$

In both cases, U_n has the same expression as M_n, only "cos" is to be replaced by "sin".

Again, for $|r_2| > 2.0$,

$$N_n = (1/\pi) \{ [(A_2-1)/\sqrt{(w_2/w_0)^2(1-p_2)^2+n^2}]\, \epsilon^{(w_2/w_0)(1+p_2)Z} \times \cos(nZ + nZ_1 - \alpha_{n2}) - [(A_2+1)/\sqrt{(w_2/w_0)^2(1+p_2)^2+n^2}] \times \epsilon^{-(w_2/w_0)(1+p_2)Z} \cos(nZ + nZ_1 - \alpha_{-n2}) \}^{Z_2}$$

where F (y) is a nonlinear characteristic and represented in general by a power series of y, and d F (y)/d y is in many cases a symmetrial function about the (y = 0) axis. In this case, F(y) can be satisfactorily represented by three straight lines c b, b a and a d, see Figure 1, c b and a d have equal positive slopes while b a has a negative slope.

Since F (y) is a continuous function of y, therefore, both y and $\int y\, dt$ are continuous functions of time, and according to equation 1, d y/d t is also a continuous function of time.

Differentiating equatiin 1 gives,

$$d^2y/dt^4 + r \cdot dy/dt + y = 0 \;\ldots\ldots\; (2)$$

where

$r = dF(y)/dy$, it is constant in steps, see Figure 2.

Let

$$\left.\begin{array}{ll} x = wt, \text{ and } p = r/2w, & \\ w = \sqrt{r^2/4 - 1} & \text{for } |r| > 2, \\ \text{and} & \\ w = \sqrt{1 - r^2/4} & \text{for } |r| < 2, \end{array}\right\} \ldots\ldots (3)$$

Denote the operation over the region a b by index 1 and the operation over b c by index 2.

Let $x_1 = 0$ at the beginning of operation over a b, that is, at point a, and $x_1 = X_1$, at the end of operation over a b, that is at point b, see Figure 1. Let, also, $x_2 = 0$ at the beginning of operation over b c, that is at point b, and $x_2 = X_2$ at the end of operation over b c, that is, at point b again.

$$\text{Hence,}\quad \left.\begin{array}{l} y_1 = y_0 \text{ at } x_1 = 0, \\ y_1 = -y_0 \text{ at } x_1 = X_1, \\ y_2 = -y_0 \text{ at } x_2 = 0, \\ \text{and } y_2 = -y_0 \text{ at } x_2 = X_2 \end{array}\right| \quad (4\,a)$$

Owing to the continuity of d y/d t, we have,

$$(dy_1/dt) \text{ (at } x_1 = X_1) = (dy_2/dt) \text{ (at } x_2 = 0) \qquad (4\,b)$$

Assuming the solution to pass over the point b once every half-cycle, and due to the symmetrical form of the nonlinear characteristic, we get,

$$(dy_1/dt) \text{ (at } x_1 = 0) = -(dy_2/dt) \text{ (at } x_2 = X_2) \qquad (4\,c)$$

Solving equation 2 under the conditions given by equations 4, we get (see appendix 1):

$$-w_1p_1 + w_1\left(\epsilon^{-p_1X_1} + \genfrac{}{}{0pt}{}{\cosh}{\cos} X_1\right) / \genfrac{}{}{0pt}{}{\sinh}{\sin} X_1 = -w_2p_2 + w_2\left(\epsilon^{p_2X_2} - \genfrac{}{}{0pt}{}{\cosh}{\cos} X_2\right) / \genfrac{}{}{0pt}{}{\sinh}{\sin} X_2 \qquad (5\,a)$$

and,

$$w_1p_1 + w_1\left(\epsilon^{p_1X_1} + \genfrac{}{}{0pt}{}{\cosh}{\cos} X_1\right) / \genfrac{}{}{0pt}{}{\sinh}{\sin} X_1 = w_2p_2 + w_2\left(\epsilon^{-p_2X_2} - \genfrac{}{}{0pt}{}{\cosh}{\cos} X_2\right) / \genfrac{}{}{0pt}{}{\sinh}{\sin} X_2 \qquad (5\,b)$$

where cosh X and sinh X are used for $|r| > 2.0$, while cos X and sin X are used for $|r| < 2.0$. The time intervals for operation over a b and b c of the characteristic of Figure 1 will be denoted by T_1 and T_2 respectively, these are related to X_1 and X_2, as seen from equation 3, by

$$T_1 = X_1/w_1 \text{ and } T_2 = X_2/w_2 \qquad (6\,a)$$

Therefore, the period of oscillation is given by

$$T = 2\,(T_1 + T_2) = 2\,(X_1/w_1 + X_2/w_2) \qquad (6\,b)$$

Evaluation of X_1 and X_2

Elimination of X_1 between equations 5 a and 5 b leads to

$$X_1 = \sinh^{-1}\left[(P+Q)/\sqrt{(P^2-1)(Q^2-1)}\right] = (1/P_1)\sinh^{-1}\left[(1/2) \times (Q^2-P^2)/\sqrt{(P^2-1)(Q^2-1)}\right], \text{ for } |r_1| > 2.0 \qquad (7\,a)$$

or

$$X_1 = \sin^{-1}\left[(P+Q)/\sqrt{(P^2+1)(Q^2+1)}\right] = (1/p_1)\sin^{-1}\left[(1/2) \times (Q^2-P^2)/\sqrt{(P^2+1)(Q^2+1)}\right], \text{ for } |r_1| < 2.0 \qquad (7\,a)$$

where

$$P = (w_2/w_1)\left[\left(\epsilon^{p_2X_2} - \genfrac{}{}{0pt}{}{\cosh}{\cos} X_2\right) / \genfrac{}{}{0pt}{}{\sinh}{\sin} X_2\right] + \left[p_1 - (w_2/w_1)p_2\right] \qquad (7\,b)$$

$$Q = (w_2/w_1)\left[\left(\epsilon^{-P_2X_2} - \genfrac{}{}{0pt}{}{\cosh}{\cos} X_2\right) / \genfrac{}{}{0pt}{}{\sinh}{\sin} X_2\right] - \left(p_1 - (w_2/w_1)\,p_2\right] \qquad (7\,c)$$

Large Signal Circuit Theory for Negative-Resistance Devices

ABD EL-SAMIE MOSTAFA* and M. NASHED**

SUMMARY

Representing the negative resistance by three straight lines, one with a negative slope and the other two lines with equal positive slopes, negative resistance circuits under large signal condition are carefully analysed. The condition of stability as well as the resulting wave forms and harmonic contents are also given. The method of analysis is simple and direct and has the advantage of covering the whole range of the negative resistance. Van der Pol's equation can be considered as a special case of the present problem, where the positive and negative slopes are equal.

INTRODUCTION

Many important negative resistance problems depending upon nonlinear differential equations are met in practice, amongst which are the large signal circuit applications of a tunnel diode (16) and of an electron tube as oscillators (7, 9, 14), amplifiers, and superrengenerative detectors (11). The published papers dealing with such problems involve difficult mathematics and are usually limited in application, a fact making the study of these circuits present great difficulties, especially for normal engineers (5, 6, 12). A need is therefore felt for a direct and simple method for the solution of such problems.

In the present analysis, the nonlinear resistance, or conductance, is represented by three straight lines and the ordinary linear circuit theory is applied to each line. In this way, the steady state solution is obtained, provided that the conditions of continuity, at the junctions of the straight lines, are satisfied along the whole steady state cycle.

It should be noted here that the very special case in which the nonlinear resistance is represented by two straight lines, one of positive slope and the other of equal but negative slope and where the magnitude of either slope is very large, was analysed by J. J. Stoker (6) as a special case of the asymptotic solution given by Hoag (4). However the method presented here is general and could be extended to cover all nonlinear large signal problems, whether the nonlinear element is a resistance, capacitance or an inductance.

THEORETICAL ANALYSIS

The differential equation of the large-signal equivalent circuit of the tunnel diode when used as an oscillator (16) and that of an electron tube oscillator (2, 3, 5, 7, 9, 14) are of the following form,

$$dy/dt + F(y) + \int y\, dt = 0 \quad \ldots\ldots (1)$$

*Professor of Electronics and Radio Engineering, Faculty of Engineering, Alexandria University, Alexandria, Egypt, U.A.R.

**Lecturer, Faculty of Engineering, Cairo University, Cairo, Egypt, U.A.R.

$\because \quad \bar{r}_{OE} = \bar{r}_{OF} + \bar{r}_{FE}$

$r_a . \bar{i} = -r_3 \bar{m} + (r_a + r_c) \bar{K}$

Differentiating w.r.t. time

$r_a . \dot{\Theta} \bar{j} = - r_c \dot{\Phi} \bar{n} + (r_a + r_c) \dot{\beta} \bar{l}$

$\therefore T_A . N_A = - T_C . N_O + (T_A + T_O) . N_R \quad (1)$

$\bar{r}_{O,E} = \bar{r}_{O,F} + \bar{r}_{FE}$

$r_b . \bar{s} = r_d . \bar{m} + (r_a + r_c) \bar{K}$

$r_5 . \dot{\alpha} \bar{t} = r_d \dot{\Phi} \bar{u} + (r_a + r_c \dot{\beta} \bar{l}$

$\therefore T_B . N_B = T_D . N_O + (T_A + T_C) N_R \quad (2)$

As gear B is fixed

$0 = T_D N_C + (T_A + T_O) N_R$

$$\therefore \quad T_A . N_A = \frac{T_O (T_A + T_C)}{T_O} . N_R + (T_A + T_O) N_R$$

$$\frac{N_A}{N_R} = \frac{T_O (T_A + T_O)}{T_A . T_D} + \frac{T_A + T_O}{T_A}$$

$$= \frac{50 (20 + 50)}{20 \times 20} + \frac{20 + 50}{20}$$

$$= 12.25$$

where i, m, k are unit vectors (each rotating with angular velocity which is different from the others).

$\bar{i}$ fixed to gear A

$\bar{m}$,, ,, ,, B

$\bar{k}$,, ,, the R

Differentiating relation (3. w.r.t. time, we get a relation between the angular velocity of thl two gears and the arm

$$\therefore CA \cdot \dot{\Theta}\bar{j} = - CB \cdot \dot{\Phi}\bar{n} + AB \cdot \dot{\beta}\bar{l} \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots (4)$$

where $\dot{\Theta}$, $\dot{\Phi}$ and $\dot{\beta}$ are the angular velocities of gear A, gear B and arm R respectively, and

$\bar{J}$, $\bar{n}$ and $\bar{l}$ are unit vectors and in the same direction (which is perpendicular to the fixed reference direction.

$$\therefore CA \cdot \dot{\Theta} = - CB \cdot \dot{\Phi} + AB \cdot \dot{\beta} \qquad (5)$$

But CA = r_a radius of gear A
CB = r_b ,, ,, ,, B
AB = $r_a + r_b$

and as the angular velocity is proportional to the number of revolutions unit time

$$\therefore r_a \cdot N_A = - r_b \cdot N_B + (r_a + r_b) \cdot N_R \ (6)$$

Also as the pitch of the teeth in mesh should be the same, the number of teeth of each gear is proportional to the radius of its pitch circle equation (6) can be written

$$T_A \cdot N_A = - T_B \cdot N_B + (T_A + T_B) \cdot N_R \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots (7)$$

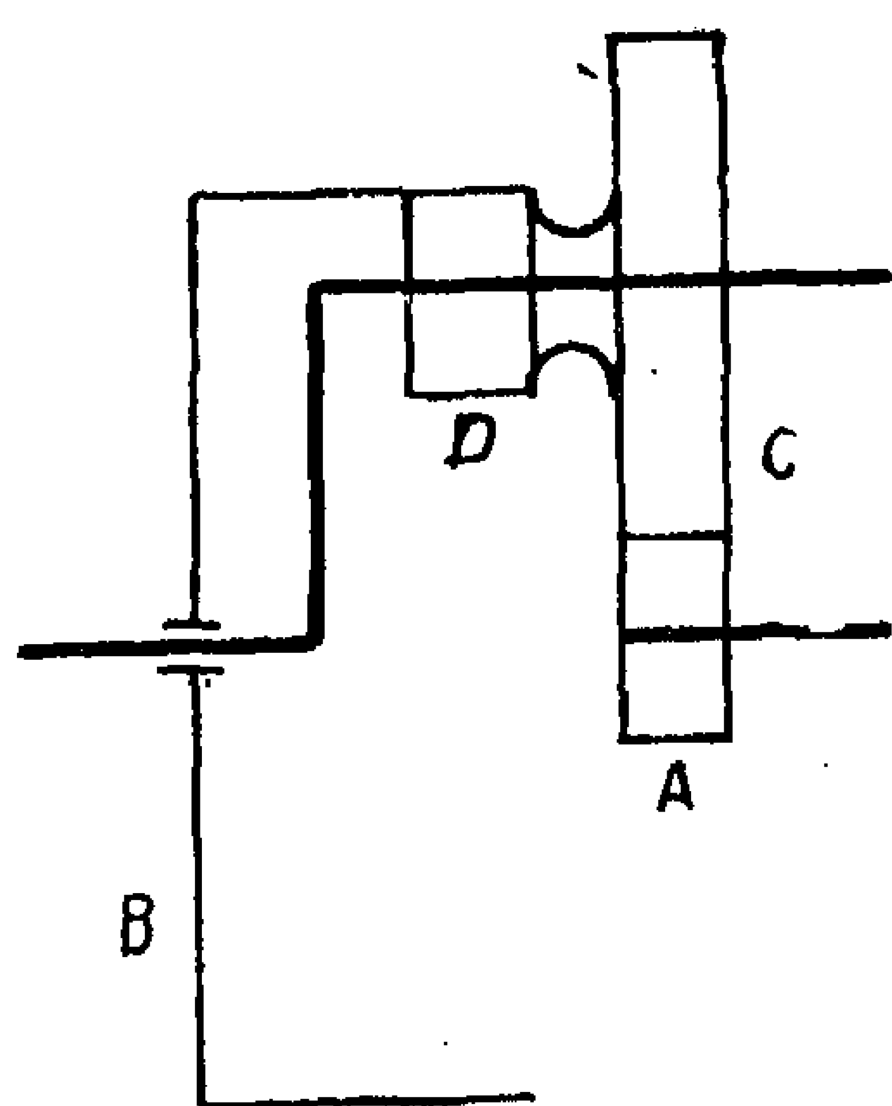
where

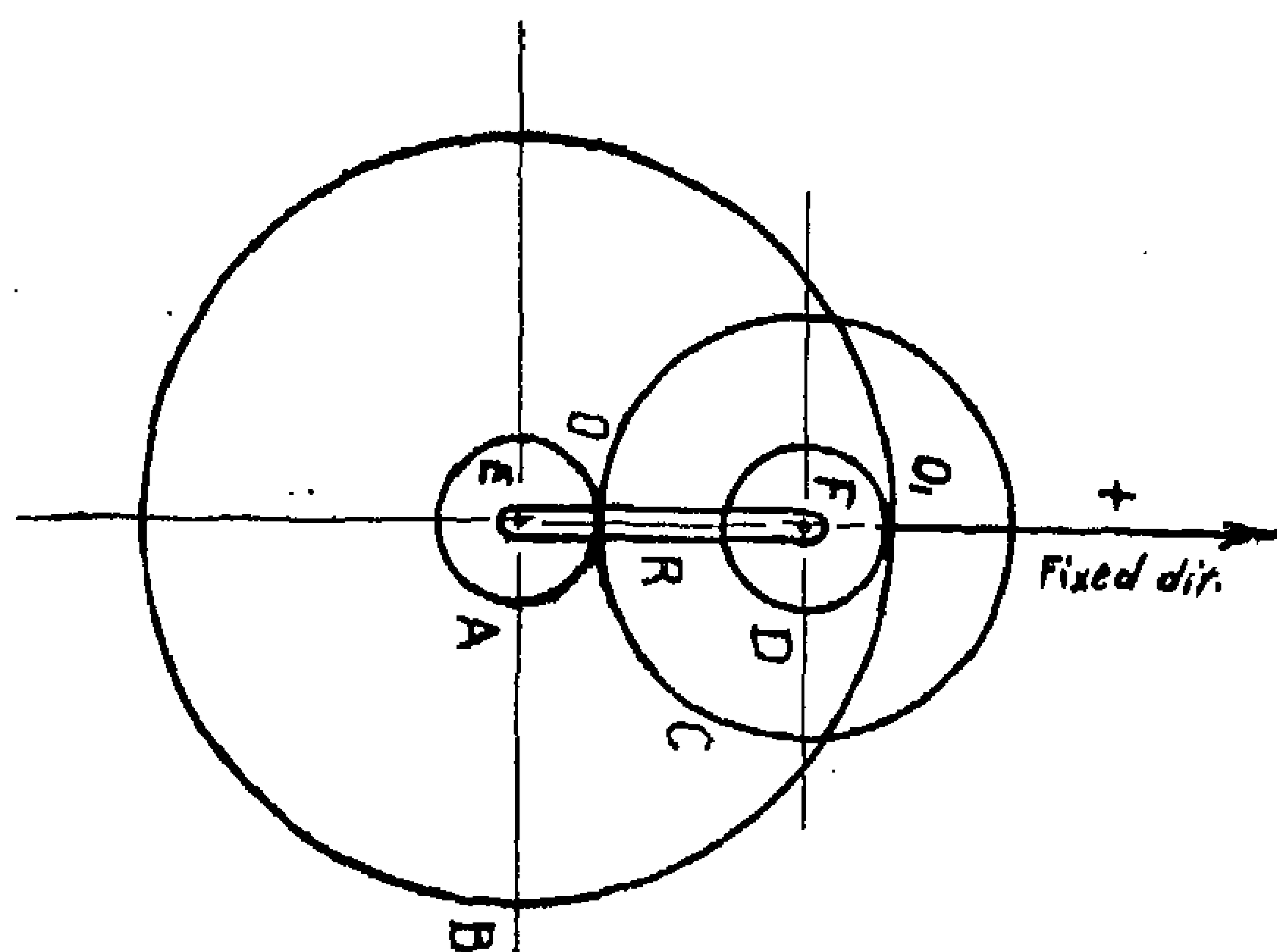
T_A is the number of teeth of gear A.
T_B ,, ,, ,, ,, ,, ,, ,, B.

which is the same relation obtained by using the tabulation method.

This method can be applied to obtais relations between the speeds of complicated epicyclic gear trains without any difficulty and without mentally imagining the motion of various gears as is required in the approaches using the tabular methods.

For example, let us consider the epicyclic train of a lifting machine shown in fig. 3, A is keyed to the effort shaft and the load drum is connected to the arm R. Planet wheels C and D are compounded, and the internal wheel B is fixed. The number of teeth are A-20, B-90, C-50, D-20. If all wheels have the same tooth pitch determine the speed ratio.





Fig, 3

Kinematic Analysis of Epicyclic gear trains by vectors

by

Dr. M. Y. M. AFIFI
Lecturer, Faculty of Engineering,
Ein Shams University, Cairo.

Synopsis

The object of this paper is to suggest a new method for the kinematic of epicyclic trains by using vectors. This method does not require imagination of the motion of the various gears which is usually the source of errors in determining the velocity ratio of some epicyclic gear trains.

Using vectors in applied mechanics problems have simplified many complicated problems and eliminates special rules and rigorous proofs. The object of this paper is to apply vectors in Kinematic analysis of epicyclic gear trains which, in the opinion of the writer, is simpler than the conventional methods used.

It is well known that for rotating axes (Fig. 1) the velocity of a rotating unit vector is given by the following expression :

$$\bar{v} = \frac{d\bar{i}}{dt} = \dot{\Theta}\,\bar{j}$$

where $\dot{\Theta}$ is angular velocity of the axes.

To illustrate the suggested method, consider the simple case of the two gears A and B and the arm R, shown in (Fig. 2), and it is required to determine a relation between the speeds of the gears and the arm.

Take the reference fixed direction along the line of centres A B which passes by the pitch point, and the origin of each rotating axes at the centre of the rotating element.

The position vector of the pitch point C of the two gears is given by :

$$\bar{r}_{ca} = CA\,.\,\bar{i} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1)$$

Also

$$\bar{r}_{ca} = \bar{r}_{cb} + \bar{r}_{BA} = -\,CB\,.\,\bar{m} + {} + AB\,.\,\bar{K} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2)$$

i.e.

$$CA\,.\,\bar{i} = -\,CB\,.\,\bar{m} + AB\,.\,\bar{K} \quad \dots \dots \quad (3)$$

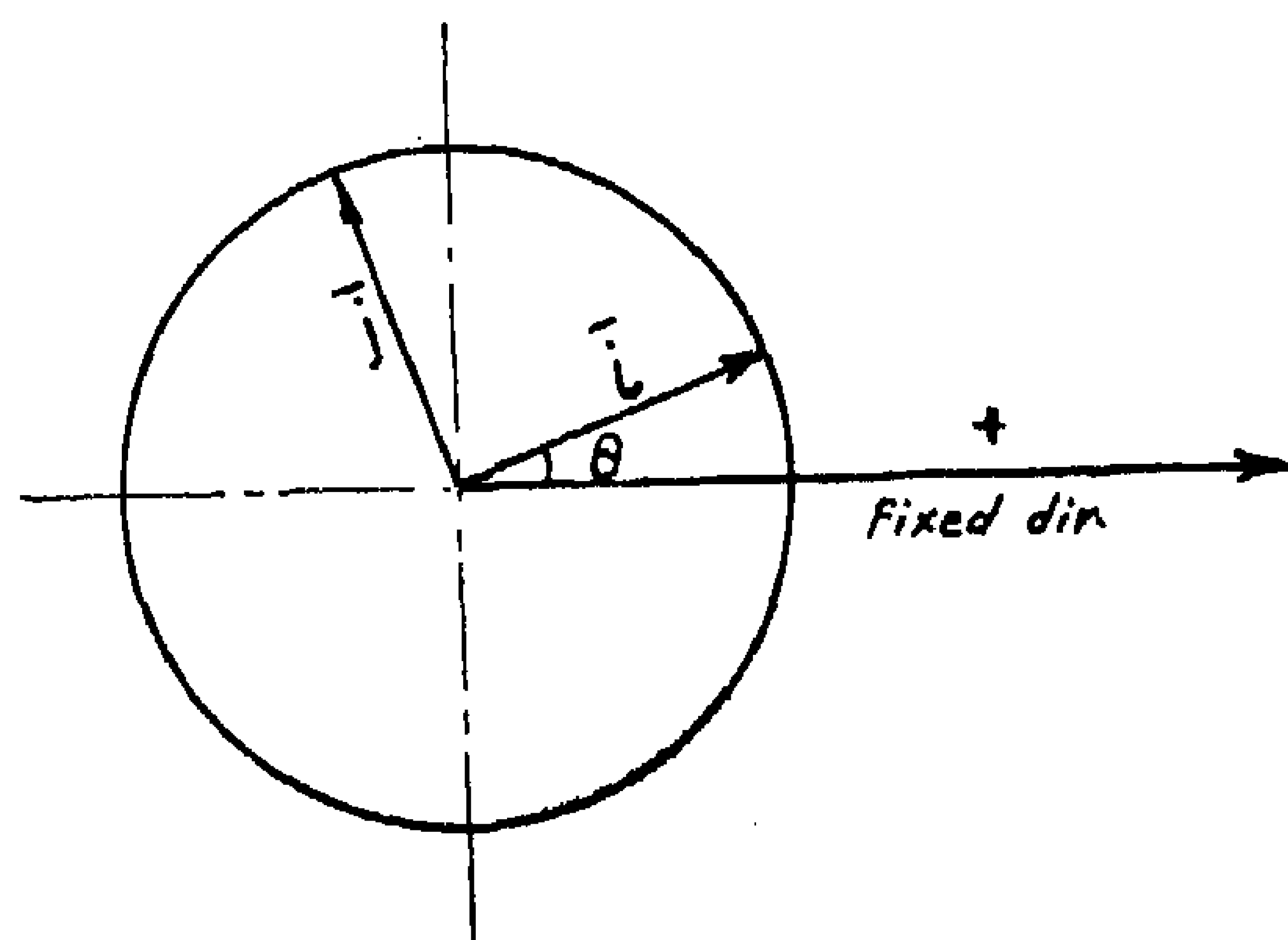


Fig. 1

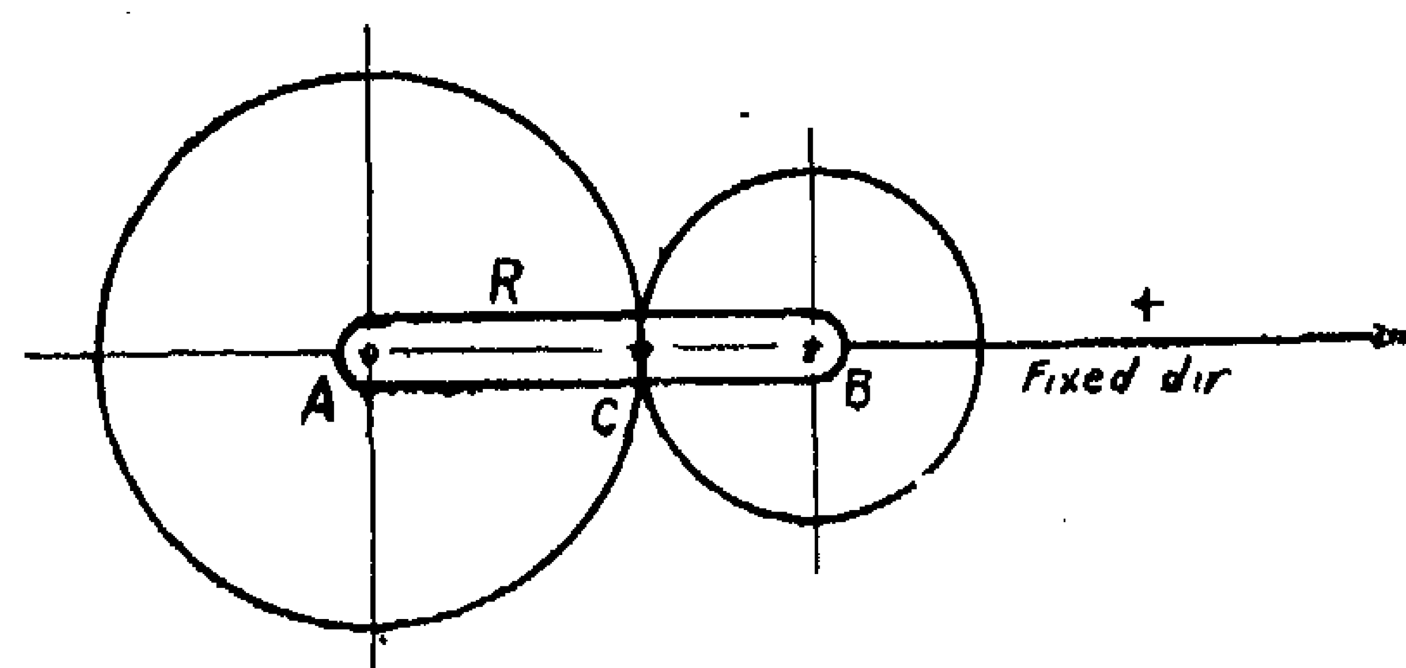


Fig. 2

consideration of the end conditions the following expressions could be derived:

The ring tension T at any point distance x and x′ from the top and bottom edges respectively

$$T = -2QR\beta \frac{(\sinh \beta x' \cos \beta x \cosh \beta H - \sin \beta x' \cosh \beta x \cos \beta H)}{(\cosh^2 \beta H + \cos^2 \beta H)}$$

The bending moment at the same point

$$M = -\frac{Q}{\beta} \frac{(\cosh \beta x' \sin \beta x \cosh \beta H + \cos \beta x' \cos \beta H)}{(\cosh^2 \beta H + \cos^2 \beta H)}$$

REFERENCES

(1) HETENYI, M.: "Beams on Elastic Foundations", Geoffrey Cumberlege, Oxford University Press, 1946.

(2) MARKUS, GY: "Analysis of Circular Storage Tanks with Plane Cover and Floor Plates by the Moment Distribution Method, Hydraulic Proceedings 1953-II.

(3) TIMOSHENKO, S.: "Theory of Plates and Shells", 2nd edition, 1957, McGraw-Hill Book Company, Inc.

Case 6: Top edge hinged, bottom edge free (fig. f)

$$C_1 = C_2 = C_3 = C_4 = 0 \qquad (f)$$

Only membrane stresses exist, there is no bending or shear.

Case 7: Top edge encastré, bottom edge free (fig. g)

$$C_1 = 0$$

$$C_2 = \frac{\frac{1}{\beta H} \cos^2 \beta H}{\text{Cos}^2 \beta H + \cosh^2 \beta H}$$

$$C_3 = \frac{\frac{1}{\beta H} \cosh^2 \beta H}{\text{Cos}^2 \beta H + \cosh^2 \beta H}$$

$$C_4 = \frac{\frac{1}{\beta H} (\sin \beta H \cos \beta H - \sinh \beta H \text{ mosh } \beta H}{\cos^2 \beta H + \cosh^2 \beta H} \qquad (g)$$

Case 8: Top edge encastré, bottom edge hinged (fig. h).

$$C_1 = 0$$

$$C_2 = \frac{\frac{1}{\beta H} \cos \beta H \sin \beta H - \cos \beta H \cosh \beta H}{\cos \beta H \sin \beta H - \cosh \beta H \sinh \beta H}$$

$$C_3 = \frac{\cos \beta H \cosh \beta H - \frac{1}{\beta H} \cosh \beta H \sinh \beta H}{\cos \beta H \sin \beta - \cosh \beta H \sinh \beta H}$$

$$C_4 = \frac{\cosh \beta H \sin \beta H - \cos \beta H \sinh \beta H - \frac{1}{\beta H} (\sin^2 \beta H + \sinh^2 \beta H)}{\cos \beta H \sin \beta - \cosh \beta H \sinh \beta H} \qquad (h)$$

APPENDIX 2

Effect of radial distributed forces at an edge of a cylindrical wall

In the following expressions will be given for the ring tension and the bending moment in a cylindrical wall loaded by uniformly distributed radial horizontal forces at the top edge, such as the reaction of a ring beam.

Consider a cylindrical wall free at its top edge and encastré at its bottom edge. Let the top edge be subjected to a uniform radial shear Q acting inwards. From the general equation (13) of the deflection and proper

Case 2: Top edge hinged bottom edge encastré (fig. b):

$$C_1 = 0$$

$$C_2 = -\frac{\frac{1}{\beta H}.\sin\beta H\cos\beta H - \sinh\beta H - \cos\beta H\cosh\beta H}{\cosh\beta H\sinh\beta B - \cos\beta H\sin\beta H}$$

$$C_3 = \frac{\frac{1}{\beta H}.\cos\beta H\sinh\beta H + \sin\beta H - \cos\beta H\cosh\beta H}{\cosh\beta H\sinh\beta B - \cos\beta H\sin\beta H}$$

$$C_4 = 0 \qquad \text{(b)}$$

Case 3: Both top and bottom edges encastré (fig. c):

$$C_1 = 0$$

$$C_2 = -\frac{-\frac{1}{\beta H}(\sinh\beta H + \sin\beta H)\ \sin\beta H - \sin\beta H\cosh\beta H - \cos\beta H\sin\beta H}{\sinh^2\beta H - \sin^2\beta H}$$

$$C_3 = -\frac{\frac{1}{\beta H}(\text{inh}\,\beta H + \sin\beta H)\sin\beta H + \sin\beta H\cosh\beta H + \cos\beta H\cosh\beta H}{\sinh^2\beta H - \sin^2\beta H}$$

$$C_4 = -\frac{-\frac{1}{\beta H}(\cosh\beta H - \cos\beta H)\ (\sinh\beta H + \sin\beta H) - 2\sin\beta H\sinh\beta H}{\sinh^2\beta H - \sin^2\beta H} \qquad \text{(c)}$$

Case 4: Top edge free, bottom edge hinged (fig. d).

$$C_1 = \frac{-\sin\beta H\cosh\beta H + \cos\beta H\sinh\beta H}{\cosh\beta H\sinh\beta H - \cos\beta H\sin\beta H}$$

$$C_2 = C_3 = \frac{\sin\beta H\ \sinh\beta H}{\cosh\beta H\sinh\beta H - \cos\beta H\sin\beta H}$$

$$C_4 = 0 \qquad \text{(d)}$$

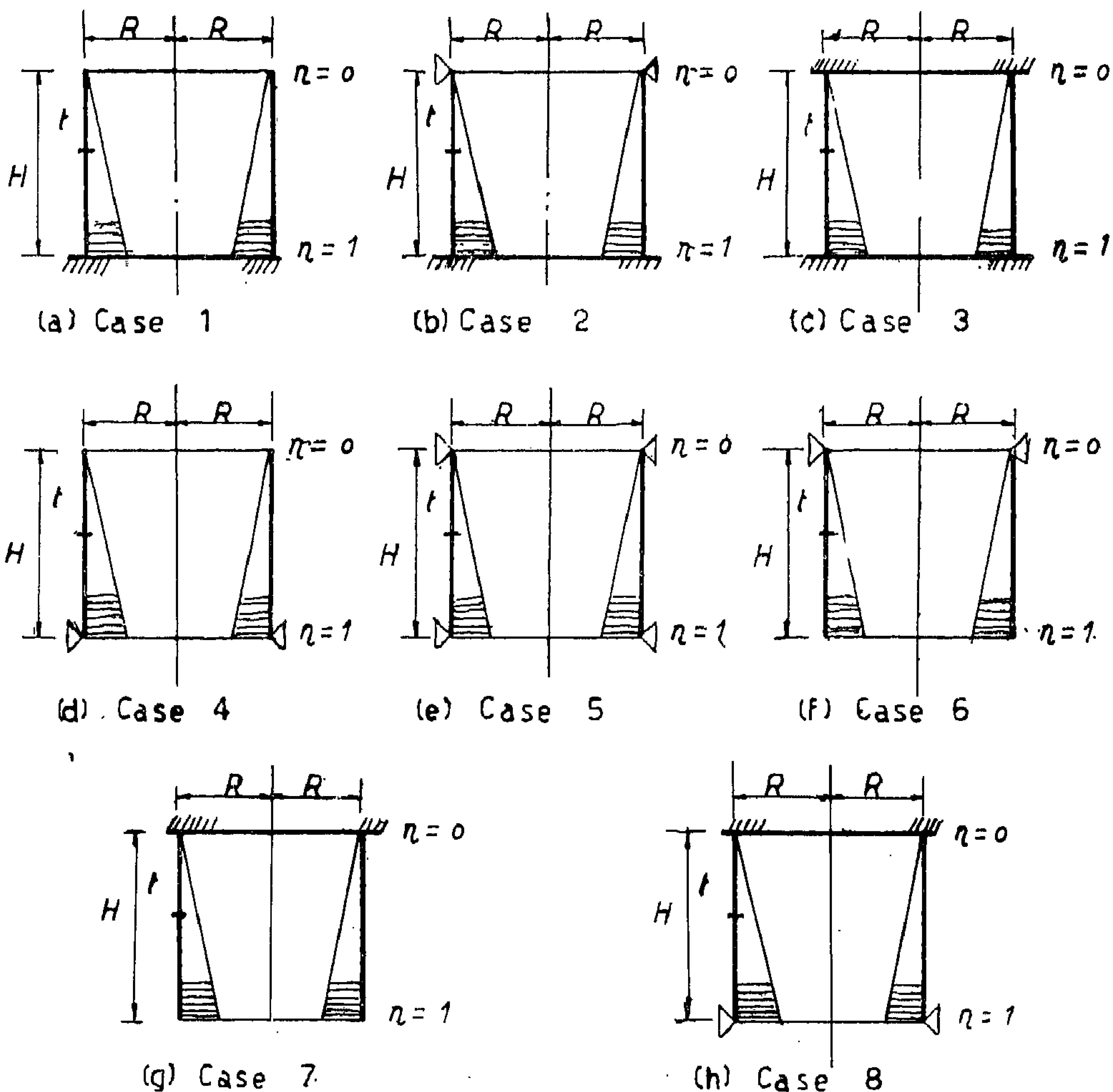
Case 5: Both top and bottom edges hinged (fig. e)

$$C_1 = ,$$

$$C_2 = \frac{\cos\beta H\ \sinh\beta H}{\sin^2\beta H + \sinh^2\beta H}$$

$$C_3 = \frac{\sin\beta H\ \cosh\beta H}{\sin^2\beta H + \sinh^2\beta H}$$

$$C_4 = 0 \qquad \text{(e)}$$



Case 1 : Top edge free, bottom edge encas tré (fig. a)

$$C_1 = -\frac{\frac{1}{\beta H}(\cos\beta\sinh\beta H + \sin\beta H\cosh\beta H) - 2\cos\beta H\cosh\beta H}{\cos^2\beta H + \cosh^2\beta H}$$

$$C_2 = C_3 = -\frac{\cos\beta H\sinh\beta H - \sin\beta H\cosh\beta H - \frac{1}{\beta H}\cos\beta H\cosh\beta H}{\cos^2\beta H + \cosh^2\beta H}$$

$$C_4 = 0 \tag{a}$$

TABLE 12.—Ring tension and bending moment in a cylindrical tank with a ring beam at top edge and hinged at bottom.

Distance from top edge	0	0.2 H	0.4 H	0.6 H	0.8 H	H
Ring tension (kg./m′)	26100	42400	47800	45400	27600	0
Bending moment (kg.m./m.)	0	870	2080	2960	2730	0

The diagrams of ring tension and bending for the three above cases are shown in fig. (9).

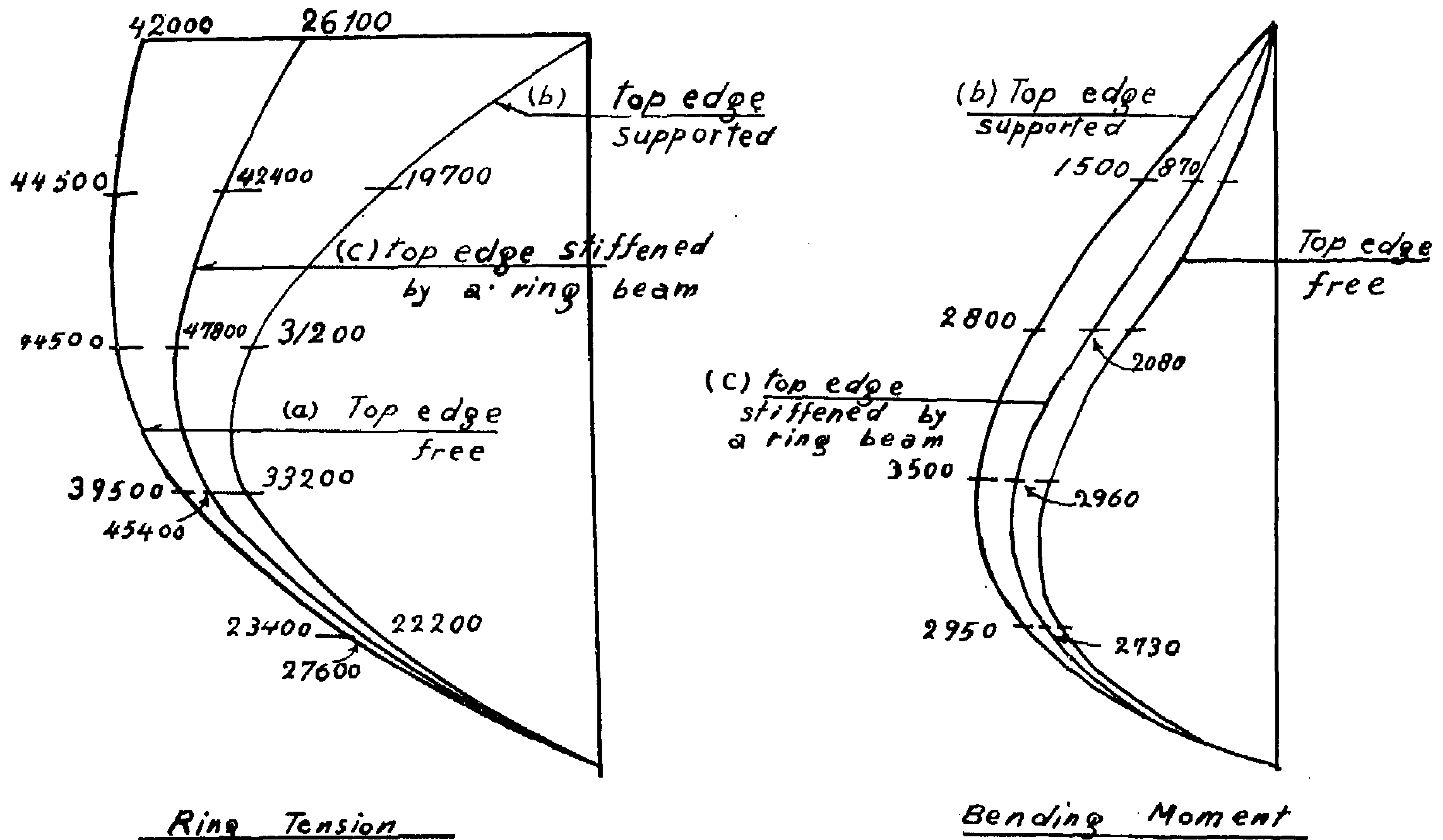


Fig. (9).—Ring tension and bending moment, Example.

APPENDIX 1

Circular Cylindrical Tanks of Constant Wall Thickness Integration Constants for Various Edge Conditions

The integration constants C_1, C_2, C_3 and C_4 in equations (13), (14), (15), (16) and (17) are given below for eight different conditions of the top and bottom edges of the wall as in the figures (a) to (h) given below.

(b) *Top edge supported*

By interpolation from values given in table (9) or by equation (28), the reaction at top support per unit length

$= \frac{1}{2}\gamma H^2 \times 0.16$

$= \frac{1}{2} \times 1.0 \times (4.6)^2 \times 0.16$

$= 1.7$ t/m′ $= 1700$ kg/m′

The ring tension and bending moment in this case may be obtained from equations as above or from table 2. These values are given in the table below.

TABLE 11.—Ring tension and bending moment in a cylindrical tank simply supported at top and bottom.

Distance from top edge	0	0.2H	0.4H	0.6H	0.8H	H
Ring tension (Kg/m′)	0	19700	31200	33200	22200	0
Bending moment (Kg.m./m.)	0	1500	2800	3500	2950	0

(c) *Top edge stiffened by a circular ring beam*

From table (2) or from the graphs of fig. 8 we get :

$T_o = \gamma H R \times 0.34$

$= 1000 \times 4.6 \times 27.5 \times 0.34$

$= 43000$ kg/m′

$T_1 = \frac{R}{H} \times - 4.12$

$= \frac{27.5}{4.6} \times - 4.12 = - 24.7$ kg/m′

Virtual area of the ring beam (modular ration assumed equal to $n = \frac{E_s}{E_c} = \frac{\text{Young's modulus of steel}}{\text{Young's modulus of concrete}} = 10$).

$A = 30 \times 60 + 10 \times 6 \times 2.85 = 1972$ cm^2

Substituting in equation (30) we get :

Hoop force in the ring beam :

$$T_B = \frac{43000}{\frac{27.5 \times 0.30}{0.1972} + 24.7} \times 27.5 = 17800 \text{ kg}$$

Radial shear at top edge of wall

$$= \frac{17800}{27.5} = 650 \text{ kg/m}' \text{ (inwards)}$$

The ring tension and bending moment in this case can be obtained by superposition of the values for a tank with a free top edge and the effect of a radial shear 650 kg/m′ acting at the edge.*

---

*See Appendix 2.

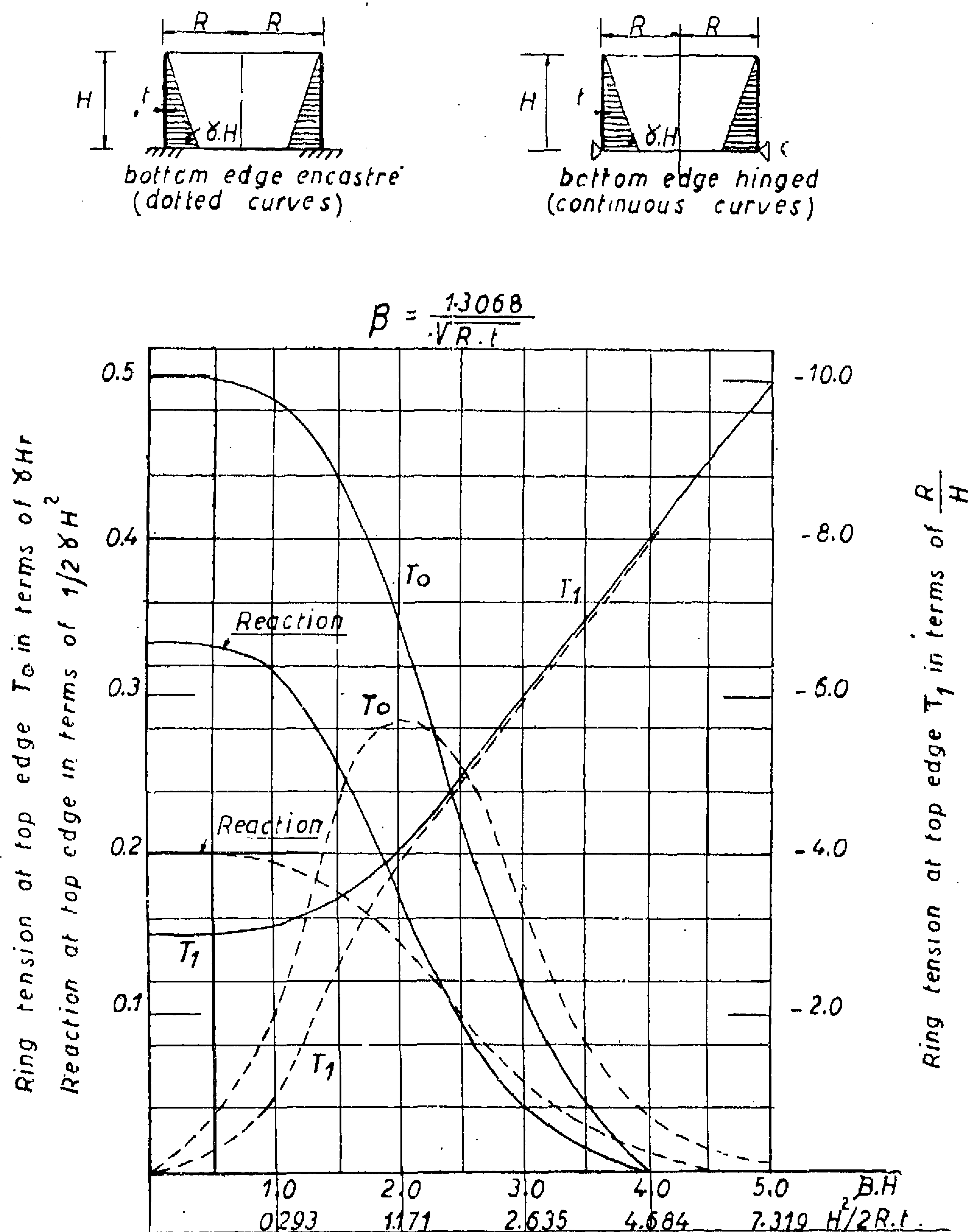


Fig. (8) curves for

(1) Ring tension T_o at a free top edge due to liquid pressure.

(2) Ring tension T_1 at top edge due to unit radial shear acting inwards in terms of R/H

(3) Reaction per unit length on a simple support at top edge of wall due to liquid pressure in terms of $1/2\, \gamma H^2$

$$w = w_o + Q_B \cdot w_1$$
$$= w_o + w \frac{EA}{R^2} \cdot w_1$$

From which we get

$$w = \frac{w_o}{1 - \frac{AE}{R^2} \cdot w_1} \qquad (29)$$

The hoop force in the ring beam

$$T_B = -\frac{AE}{R} w = -\frac{AE}{R} \frac{w_o}{1 - \frac{AE}{R^2} w_1}$$

Substituting for w_o and w_1 by their values in terms of the ring tension at top edge we get:

$$T_B = \frac{T_o}{\frac{Rt}{A} - T_1} \cdot R \qquad (30)$$

The values of T_o and T_1 which are to be used in the above equation are given in table 9 and plotted is fig. 8 as functions of βH (or $\frac{H^2}{2Rt}$). The value of the hoop force in the ring beam depends upon the beam dimensions, it increases with the increase of the beam section but its maximum value if A increases infinitely is given by:

$$T_{B\,max} = -\frac{T_o}{T_1} \cdot R \qquad (31)$$

(8) Design example

A cylindrical reinforced concrete water tank 55 ms. diameter, 4.6 ms. high and 30 cms. wall thickness is to be designed with the wall hinged* at the bottom edge. The solution will be done with the top edge in the following conditions.

(a) Top edge free.

(b) Top edge supported by a rigid support.

(c) Top edge stiffened by a circular beam 60 × 30 cms. with an assumed reinforcement of 6 bars of diameter ¾″.

(a) *Top edge free*

$$\beta H = \frac{1.3068\ H}{\sqrt{Rt}} = \frac{1.3068 \times 4.6}{\sqrt{27.5 \times 0.30}} = 2.09$$

Ring tension and bending moment at different hights can be obtained from equations (15) and (16) or from the curves of fig. (5). These values are tabulated below.

TABLE 2.—Ring tension and bending moment in a cylindrical tank free at top and hinged at bottom.

Distance from top edge	0	0.2H	0.4H	0.6H	0.8H	H
Ring tension (Kg/m′)	42000	44500	44500	39500	23400	0
Bending moment (Kg.m/m)	0	490	1630	2600	2530	0

*The assumption of a hinged wall is justified if a true hinge is provided or if the wall is cast monolithic with a floor or a footing which can not prevent the bottom edge from rotation.

The values of this reaction are given in table 9 and plotted in graphs of fig. 8. The reaction is given as a function of βH for tanks with a hinged or encastré bottom edge.

It may be noticed from these graphs that a support at the top edge is more effective when the walls are hinged at the bottom edge.

TABLE 9.—Reaction and ring tension at top edge of a circular cylindrical wall.

	Bottom edge hinged				Bottom edge encastré			
Values of βH =	1.0	2.0	3.0	4.0	1.0	2.0	3.0	4.0
Values of $H^2/2Rt$ =	0.293	1.171	2.635	4.684	0.293	1.171	2.635	4.684
Reaction per unit length on a simple support at top edge of a wall due to liquid pressure in terms of $\frac{1}{2}\gamma H^2$	0.196	0.146	0.056	0.009	0.318	0.176	0.038	-0.001
T_0=Ring tension at a free top edge due to liquid pressure in terms of γHR	0.100	0.285	0.167	0.035	0.488	0.352	0.112	-0.004
T_1 = Ring tension at a free top edge due to an inwards unit radial shear in terms of R/H	-1.016	-3.916	-5.926	-7.977	-3.075	-3.986	-5.958	-8.00

It is practically difficult to provide a support at the top edge of an open tank, however, a ring beam stiffening the edge, or a prestressed ring may reduce the ring tension in the wall to some extent. The hoop force resisted by the ring will be less than the values of the reactions given in table 9. Its value will depend upon the cross-sectional area and the reinforcement of the ring.

Let A be the virtual area of the ring beam; w_0 the deflection at the top edge due to liquid pressure if it is free, and $T_0 = -\frac{Et}{R} w_0$ the corresponding ring tension. Due to the existance of the edge beam the actual deflection will be less than w_0, let it be w. The radial reaction per unit length resisted by the beam will then be $Q_B = -w\frac{EA}{R^2}$, causing a ring tension in the beam $T_B = Q_B \cdot R$. An opposite and equal radial force Q_B will be acting on the wall. If the deflection due to a unit radial shear at the top is w_1, and the corresponding ring tension $T_1 = -\frac{Et}{R} w_1$, then we can write :

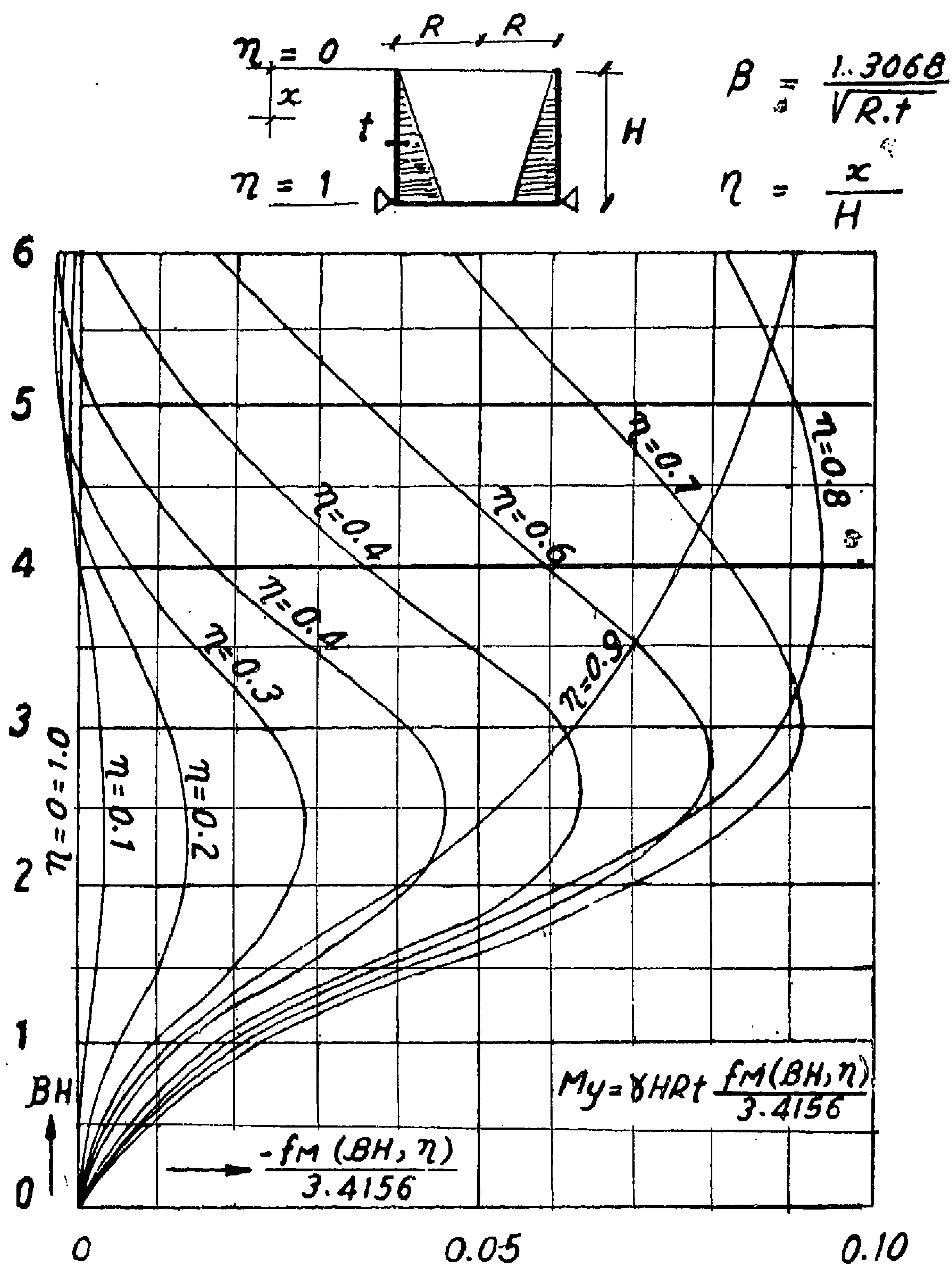


Fig. 7 - Bending moment in Vertical direction M.

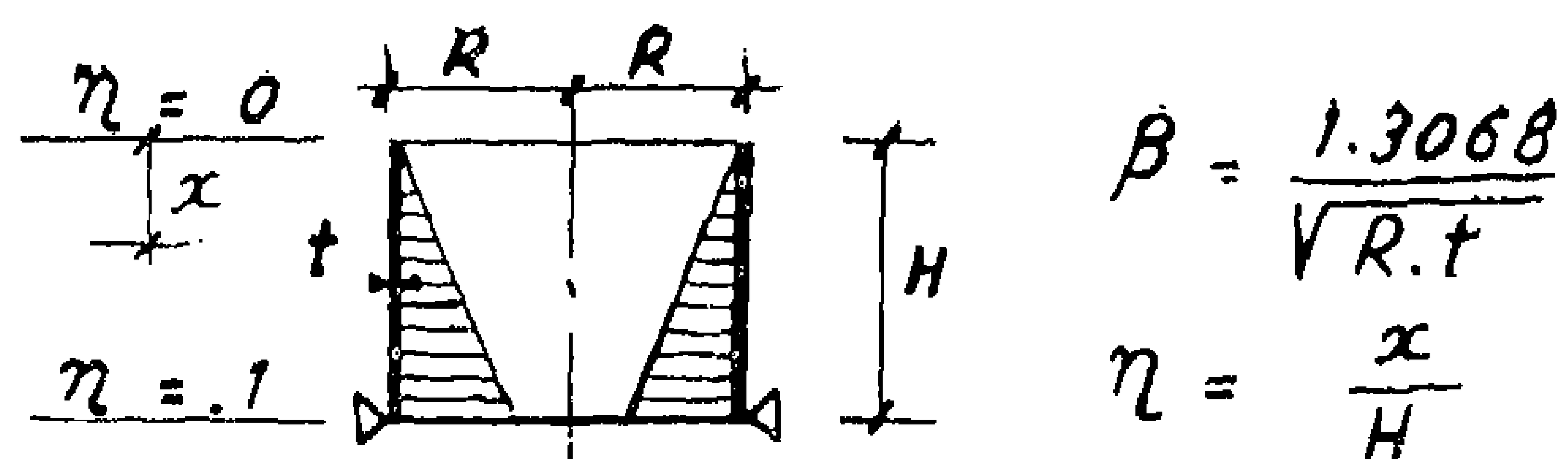


Fig. 6 - Ring tension T

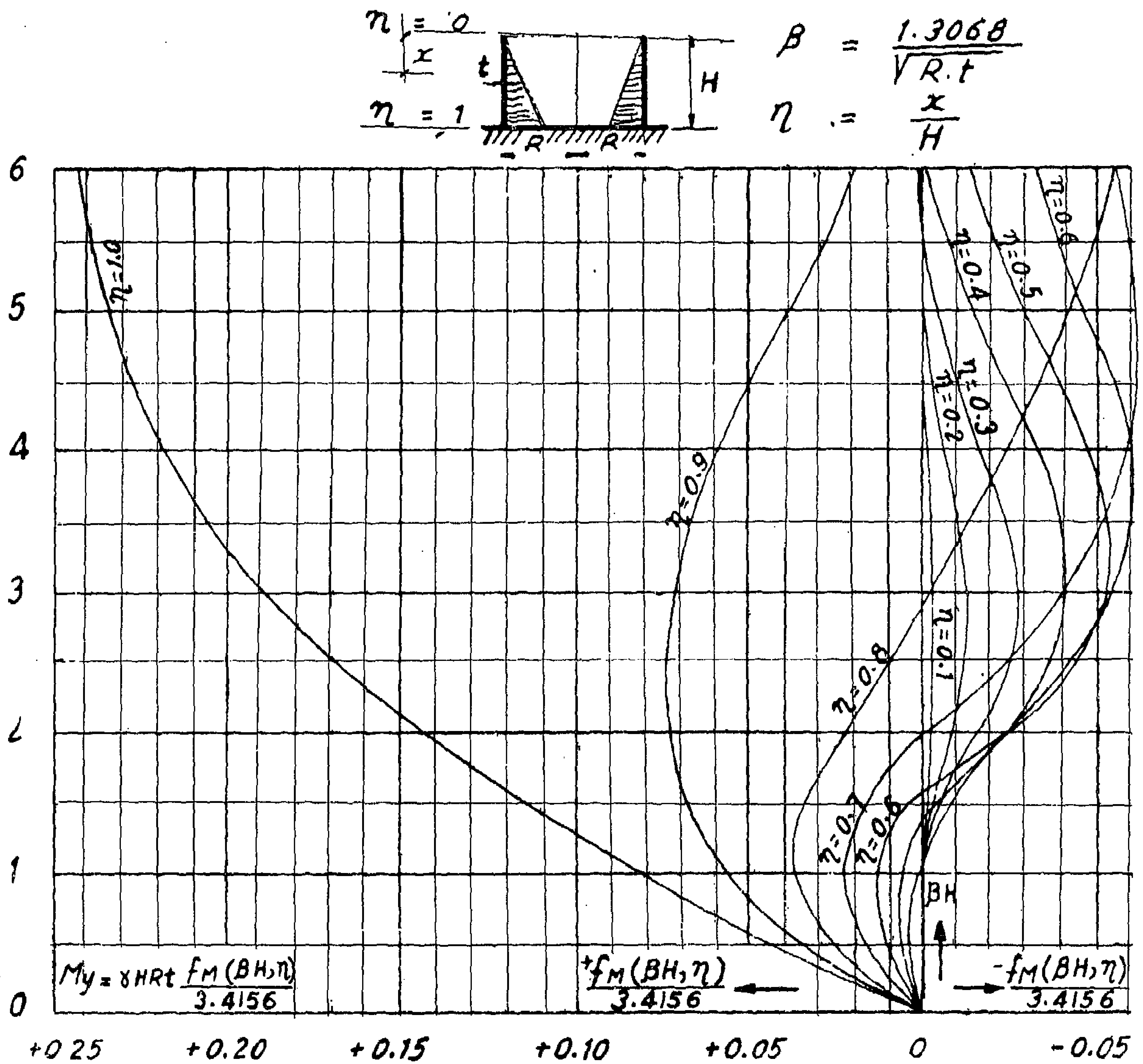


Fig. 5 - Bending moment in vertical direction M.

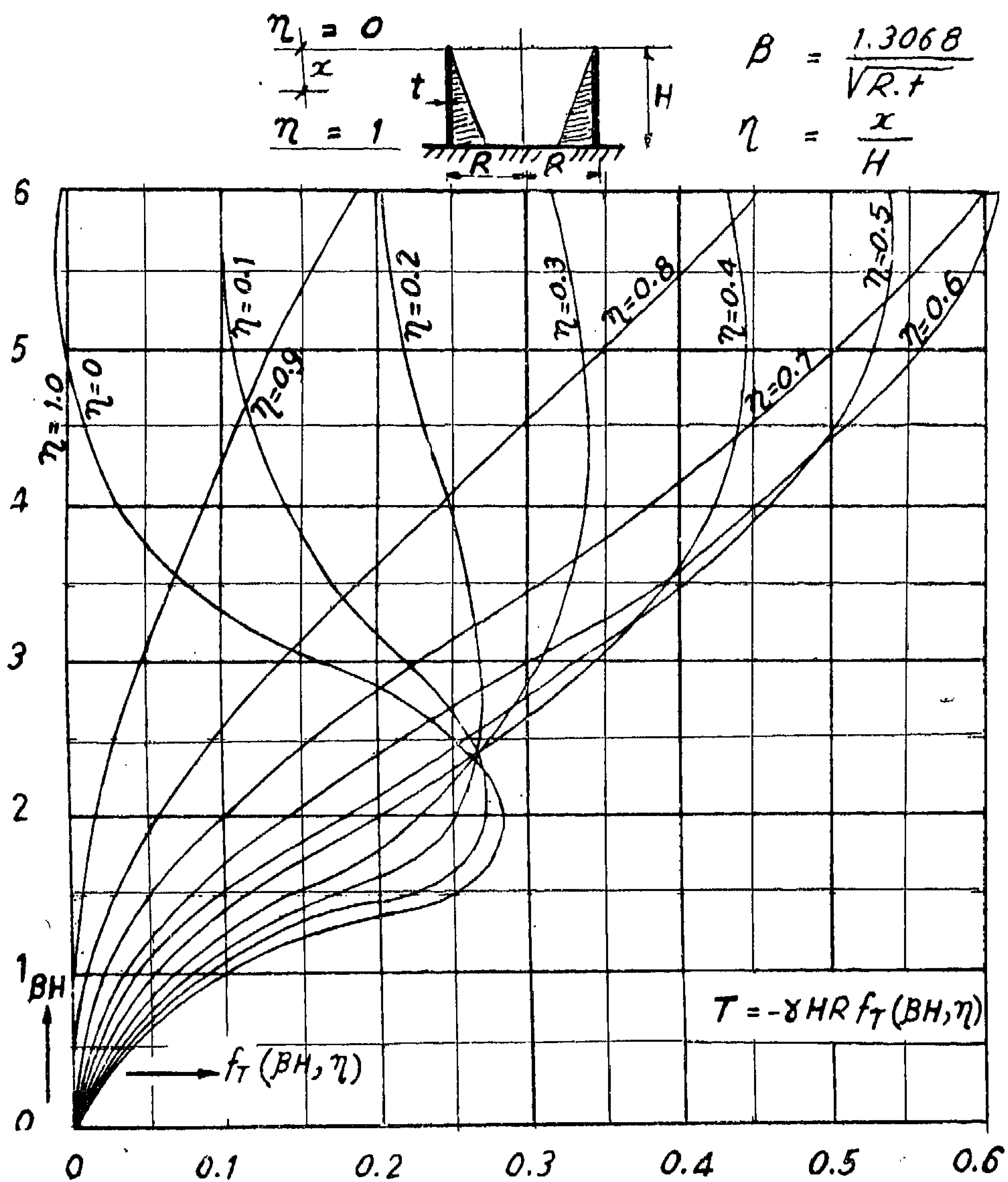
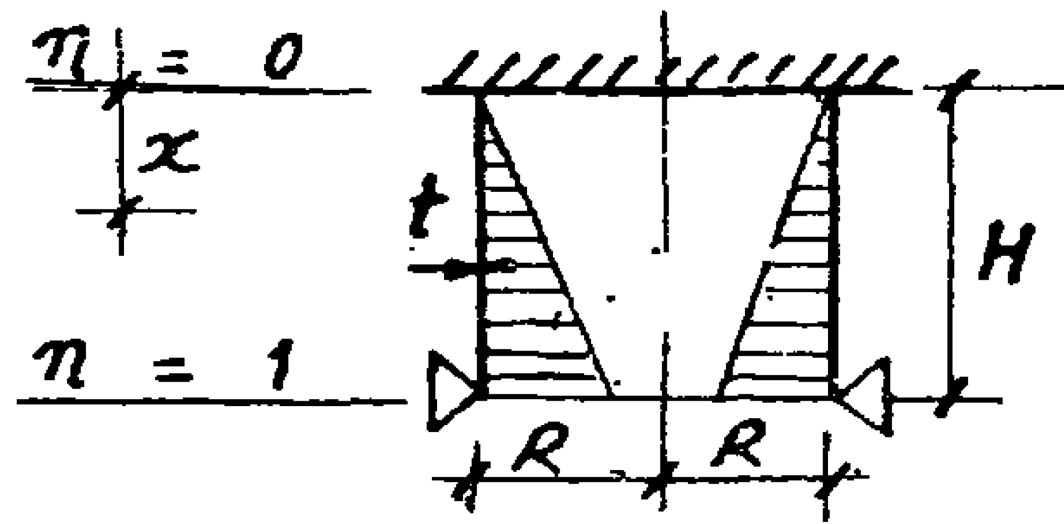


Fig 4 - Ring tension T

Table 8

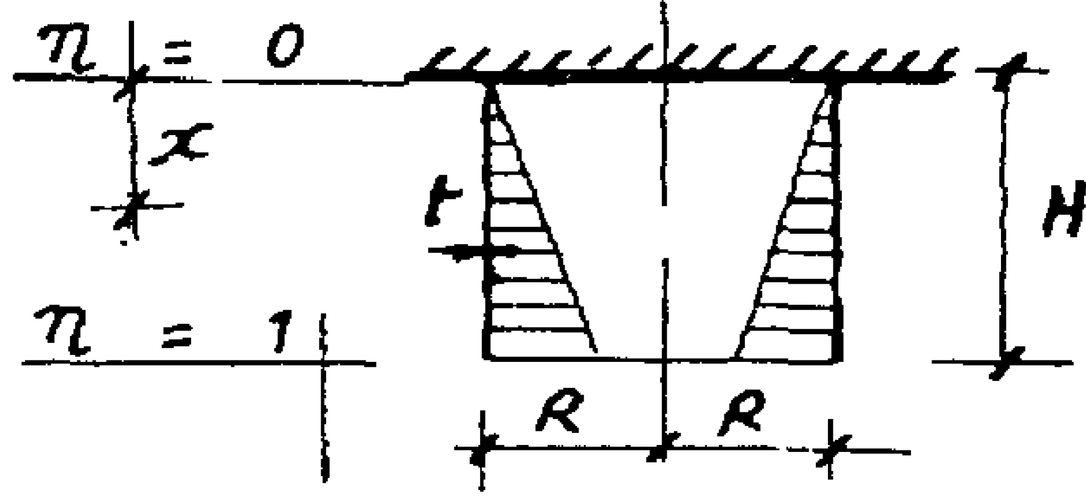


$$T = -\gamma H R \, f_T(\beta H, \eta) \; ; \quad M = \gamma H R t \times \frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$$

$$\beta = \frac{1.3068}{\sqrt{R \cdot t}} \; ; \quad \eta = \frac{x}{H}$$

	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring Tension $f_T(\beta H, \eta)$	1	0	−0.0010	−0.0034	−0.0064	−0.0092	−0.0113	−0.0120	−0.0111	−0.0086	−0.0047	0
	2	0	−0.0126	−0.0432	−0.0814	−0.1176	−0.1438	−0.1538	−0.1436	−0.1121	−0.0620	0
	3	0	−0.0326	−0.1121	−0.2123	−0.3099	−0.3845	−0.4186	−0.3989	−0.3181	−0.1788	0
	4	0	−0.0420	−0.1443	−0.2753	−0.4089	−0.5214	−0.5884	−0.5843	−0.4858	−0.2830	0
	5	0	−0.0444	−0.1496	−0.2832	−0.4243	−0.5558	−0.6549	−0.6864	−0.6040	−0.3684	0
	6	0	−0.0478	−0.1539	−0.2811	−0.4144	−0.5480	−0.6688	−0.7397	−0.6923	−0.4476	0
Bending Moment $\frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1	+0.0336	+0.0207	+0.0084	−0.0027	−0.0121	−0.0234	−0.0242	−0.0242	−0.0210	−0.0131	0
	2	+0.1060	+0.0656	+0.0272	−0.0075	−0.0371	−0.0747	−0.0788	−0.0788	−0.0699	−0.0448	0
	3	+0.1216	+0.0758	+0.0334	−0.0046	−0.0378	−0.0884	−0.1008	−0.1008	−0.0970	−0.0676	0
	4	+0.8884	+0.0547	+0.0259	+0.0030	−0.0193	−0.0652	−0.0873	−0.0873	−0.0979	−0.0782	0
	5	+0.0612	+0.0349	+0.0160	+0.0042	−0.0053	−0.0390	−0.0699	−0.0699	−0.0915	−0.0854	0
	6	+0.0478	+0.0228	+0.0078	+0.0022	+0.0004	−0.0191	−0.0475	−0.0475	−0.0822	−0.0907	0

Table 7

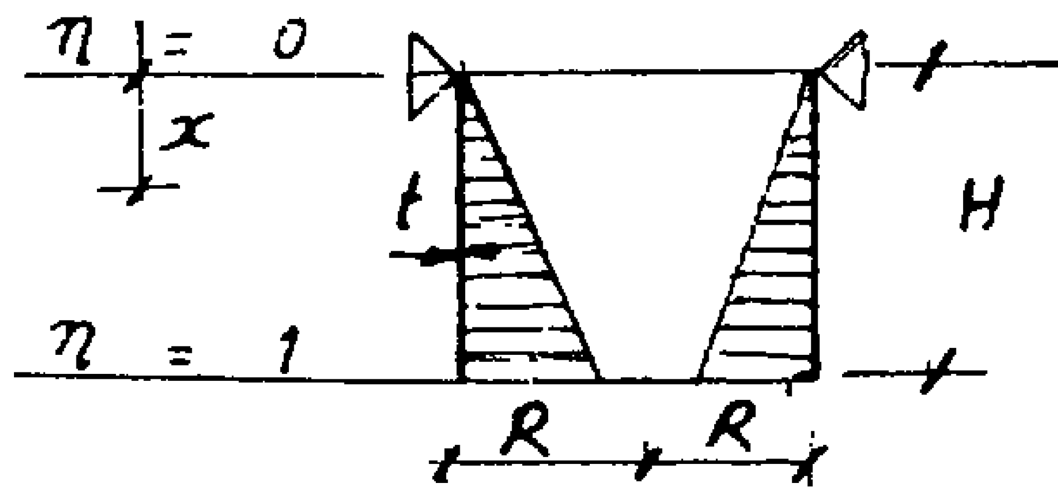


$$T = -\gamma H R\, f_T(\beta H, \eta)\ ; \quad M = \gamma H R t \times \frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$$

$$\beta = \frac{1.3068}{\sqrt{R.t}}\ ; \quad \eta = \frac{x}{H}$$

	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring Tension $f_T(\beta H, \eta)$	1	0	−0.0048	−0.0182	−0.0388	−0.0650	−0.0955	−0.1291	−0.1647	−0.2016	−0.2391	−0.2767
	2	0	−0.0183	−0.0680	−0.1421	−0.2341	−0.3387	−0.4516	−0.5695	−0.6899	−0.8114	−0.9333
	3	0	−0.0267	−0.0956	−0.1919	−0.3039	−0.4235	−0.5456	−0.6675	−0.7883	−0.9081	−1.0276
	4	0	−0.0347	−0.1192	−0.2293	−0.3488	−0.4684	−0.5840	−0.6951	−0.8026	−0.9081	−1.0129
	5	0	−0.0418	−0.1381	−0.2555	−0.3754	−0.4902	−0.5986	−0.7022	−0.8030	−0.9025	−1.0018
	6	0	−0.0483	−0.1532	−0.2732	−0.3898	−0.4989	−0.6021	−0.7023	−0.8014	−0.9004	−0.9994
Bending Moment $\frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1	+0.1488	+0.1260	+0.1038	+0.0826	+0.0630	+0.0453	+0.0300	+0.0174	+0.0080	+0.0020	0
	2	+0.1433	+0.1151	+0.0887	+0.0654	+0.0457	+0.0299	+0.0179	+0.0093	+0.0038	+0.0009	0
	3	+0.0963	+0.0683	+0.0441	+0.0252	+0.0119	+0.0037	−0.0006	−0.0019	−0.0015	−0.0006	0
	4	+0.0730	+0.0451	+0.0228	+0.0080	−0.0003	−0.0038	−0.0043	−0.0033	−0.0018	−0.0005	0
	5	+0.0585	+0.0312	+0.0116	+0.0009	−0.0033	−0.0038	−0.0029	−0.0016	−0.0007	−0.0002	0
	6	+0.0488	+0.0221	−0.0053	−0.0018	−0.0033	−0.0024	−0.0012	−0.0004	0	0	0

Table 6

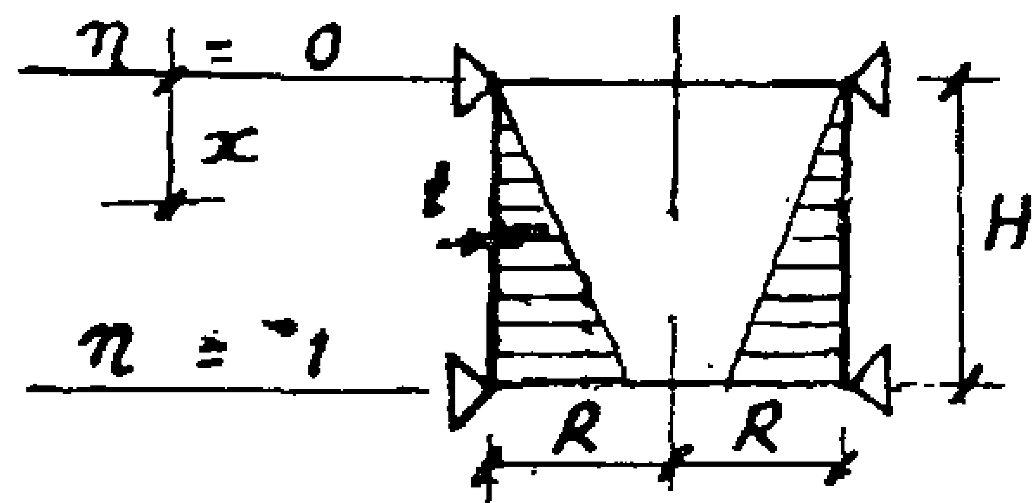


$T = -\gamma H R f_T(\beta H, \eta)$; $M = \gamma H R t \times \dfrac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$

$\beta = \dfrac{1.3068}{\sqrt{R \cdot t}}$; $\eta = \dfrac{x}{H}$

	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring Tension $f_T(\beta H, \eta)$	1	0	0.1000	0.2000	0.3000	0.4000	0.5000	0.6000	0.7000	0.8000	0.9000	1.0000
	2	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	3	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	4	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	5	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
	6	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"
Bending Moment $\dfrac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1											
	2											
	3				(No Bending)							
	4											
	5											
	6											

Table 5

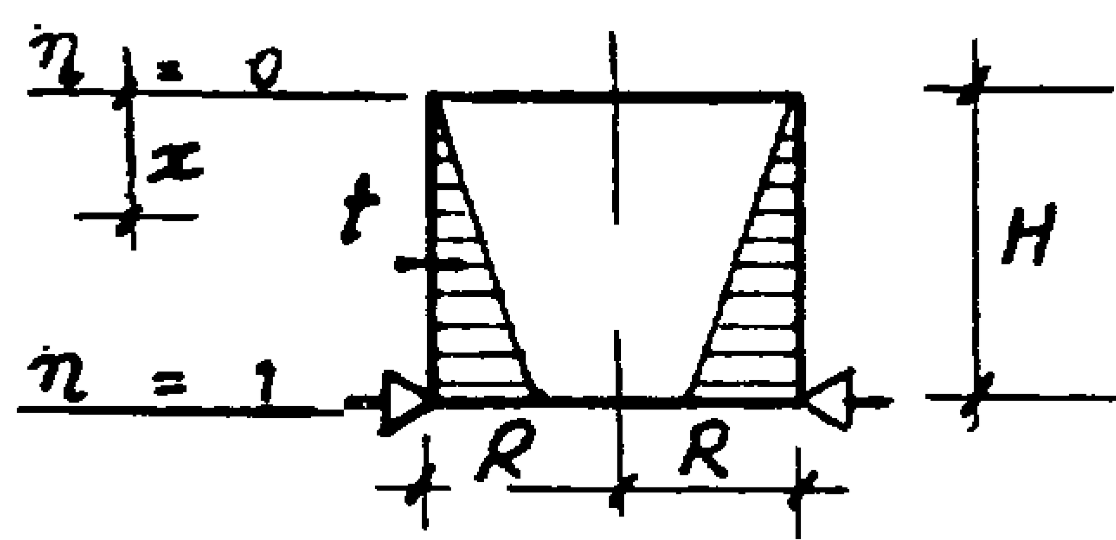


$$T = -\gamma H R f_T(\beta H, \eta) \; ; \quad M = \gamma H R t \times \frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$$

$$\beta = \frac{1.3068}{\sqrt{R \cdot t}} \; , \quad \eta = \frac{x}{H}$$

	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring Tension $f_T(\beta H, \eta)$	1	0	$\bar{0}.0073$	$\bar{0}.0141$	$\bar{0}.0196$	$\bar{0}.0234$	$\bar{0}.0250$	$\bar{0}.0243$	$\bar{0}.0211$	$\bar{0}.0156$	$\bar{0}.0084$	0
	2	0	$\bar{0}.0717$	$\bar{0}.1378$	$\bar{0}.1929$	$\bar{0}.2320$	$\bar{0}.2508$	$\bar{0}.2461$	$\bar{0}.2161$	0.1621	$\bar{0}.0873$	0
	3	0	$\bar{0}.1244$	$\bar{0}.2424$	$\bar{0}.3472$	$\bar{0}.4302$	$\bar{0}.4817$	$\bar{0}.4911$	$\bar{0}.4487$	$\bar{0}.3486$	$\bar{0}.1932$	0
	4	0	$\bar{0}.1195$	$\bar{0}.2414$	$\bar{0}.3599$	$\bar{0}.4698$	$\bar{0}.5587$	$\bar{0}.6076$	$\bar{0}.5919$	$\bar{0}.5273$	$\bar{0}.2828$	0
	5	0	$\bar{0}.1052$	$\bar{0}.2143$	$\bar{0}.3297$	$\bar{0}.4500$	$\bar{0}.5659$	$\bar{0}.6563$	$\bar{0}.6841$	$\bar{0}.6011$	$\bar{0}.3677$	0
	6	0	$\bar{0}.0984$	$\bar{0}.1997$	$\bar{0}.3074$	$\bar{0}.4244$	$\bar{0}.5492$	$\bar{0}.6668$	$\bar{0}.7375$	$\bar{0}.6909$	$\bar{0}.4471$	0
Bending Moment $\frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1	0	$\bar{0}.0092$	$\bar{0}.0179$	$\bar{0}.0254$	$\bar{0}.0314$	$\bar{0}.0351$	$\bar{0}.0361$	$\bar{0}.0336$	$\bar{0}.0272$	$\bar{0}.0162$	0
	2	0	$\bar{0}.0205$	$\bar{0}.0404$	$\bar{0}.0588$	$\bar{0}.0747$	$\bar{0}.0865$	$\bar{0}.0925$	$\bar{0}.0902$	$\bar{0}.0765$	$\bar{0}.0478$	0
	3	0	$\bar{0}.0101$	$\bar{0}.0215$	$\bar{0}.0351$	$\bar{0}.0511$	$\bar{0}.0685$	$\bar{0}.0848$	$\bar{0}.0951$	$\bar{0}.0919$	$\bar{0}.0646$	0
	4	0	$\bar{0}.0001$	$\bar{0}.0017$	$\bar{0}.0074$	$\bar{0}.0186$	$\bar{0}.0362$	$\bar{0}.0590$	$\bar{0}.0820$	$\bar{0}.0945$	$\bar{0}.0763$	0
	5	0	$\overset{+}{0}.0023$	$\overset{+}{0}.0039$	$\overset{+}{0}.0032$	$\bar{0}.0019$	$\bar{0}.0142$	$\bar{0}.0359$	$\bar{0}.0651$	$\bar{0}.0906$	$\bar{0}.0851$	0
	6	0	$\overset{+}{0}.0007$	$\overset{+}{0}.0021$	$\overset{+}{0}.0039$	$\overset{+}{0}.0036$	$\bar{0}.0020$	$\bar{0}.0179$	$\bar{0}.0471$	$\bar{0}.0822$	$\bar{0}.0907$	0

Table 4

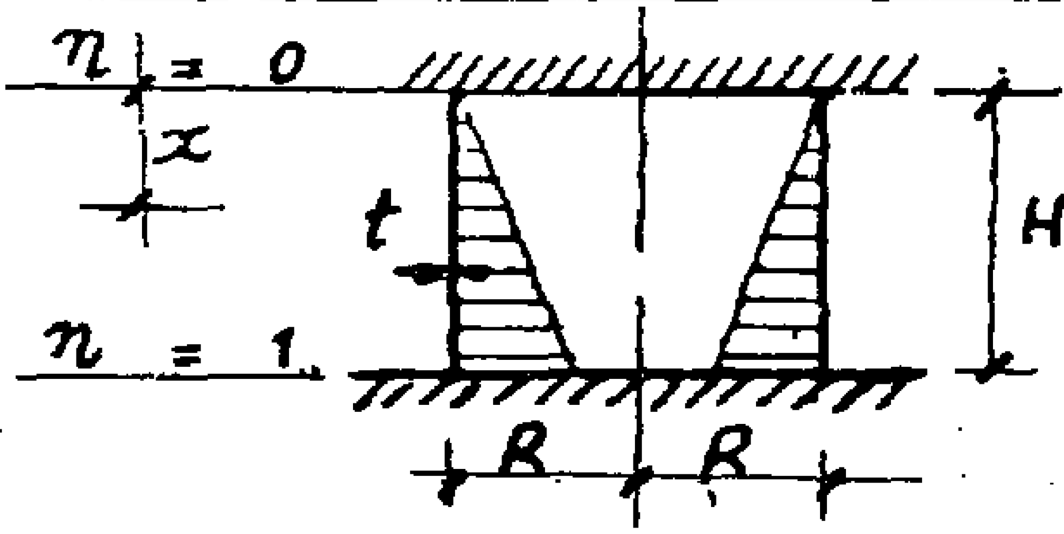


$T = -\gamma H R f_T(\beta H, \eta)$; $M = \gamma H R t \times \frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$

$\beta = \frac{1.3068}{\sqrt{R \cdot t}}$; $\eta = \frac{x}{H}$

	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring Tension $f_T(\beta H, \eta)$	1	-0.4883	-0.4427	-0.3971	-0.3511	-0.3045	-0.2569	-0.2082	-0.1580	-0.1064	-0.0536	0
	2	-0.3516	-0.3574	-0.3621	-0.3630	-0.3565	-0.3384	-0.3052	-0.2540	-0.1840	-0.0973	0
	3	-0.1123	-0.2037	-0.2931	-0.3754	-0.4424	-0.4837	-0.4877	-0.4435	-0.3439	-0.1905	0
	4	+0.0038	-0.1184	-0.2402	-0.3595	-0.4698	-0.5590	-0.6079	-0.5922	-0.4877	-0.2829	0
	5	+0.0167	-0.0963	-0.2110	-0.3295	-0.4509	-0.5671	-0.6571	-0.6846	-0.6014	-0.3677	0
	6	+0.0061	-0.0956	-0.2006	-0.3076	-0.4248	-0.5495	-0.6670	-0.7376	-0.6909	-0.4471	0
Bending Moment $\frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1	0	-0.0013	-0.0046	-0.0090	-0.0138	-0.0180	-0.0207	-0.0212	-0.0185	-0.0117	0
	2	0	-0.0038	-0.0135	-0.0271	-0.0421	-0.0561	-0.0663	-0.0695	-0.0623	-0.0405	0
	3	0	-0.0029	-0.0112	-0.0244	-0.0416	-0.0608	-0.0790	-0.0911	-0.0894	-0.0635	0
	4	0	0	-0.0021	-0.0078	-0.0177	-0.0367	-0.0591	-0.0821	-0.0942	-0.0763	0
	5	0	+0.0009	+0.0023	+0.0021	-0.0025	-0.0145	-0.0360	-0.0651	-0.0905	-0.0851	0
	6	0	+0.0006	+0.0021	+0.0037	+0.0035	-0.0021	-0.0179	-0.0471	-0.0822	-0.0907	0

Table 3

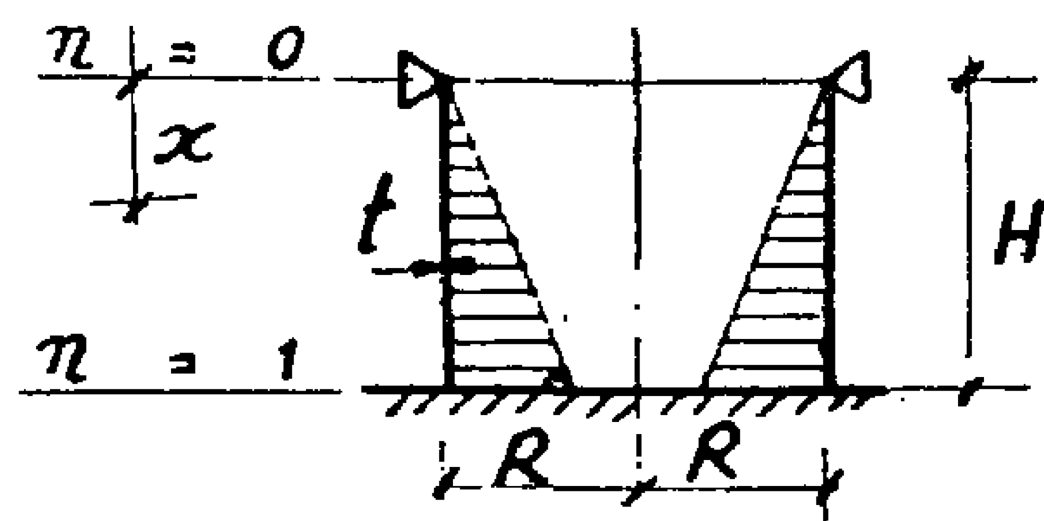


$$T = -\gamma H R\, f_T(\beta H, \eta) \quad ; \quad M = \gamma H R t \times \frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$$

$$\beta = \frac{1.3068}{\sqrt{R \cdot t}} \quad ; \quad \eta = \frac{x}{H}$$

	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring Tension $f_T(\beta H, \eta)$	1	0	−0.0006	−0.0019	−0.0033	−0.0046	−0.0052	−0.0050	−0.0039	−0.0024	−0.0008	0
	2	0	−0.0079	−0.0264	−0.0476	−0.0650	−0.0738	−0.0710	−0.0568	−0.0344	−0.0113	0
	3	0	−0.0265	−0.0880	−0.1599	−0.2208	−0.2542	−0.2493	−0.2037	−0.1264	−0.0428	0
	4	0	−0.0416	−0.1389	−0.2555	−0.3605	−0.4279	−0.4365	−0.3734	−0.2429	−0.0868	0
	5	0	−0.0469	−0.1560	−0.2890	−0.4175	−0.5161	−0.5562	−0.5078	−0.3554	−0.1358	0
	6	0	−0.0496	−0.1598	−0.2916	−0.4243	−0.5422	−0.6177	−0.6055	−0.4581	−0.1892	0
Bending Moment $\frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1	+0.0193	+0.0107	+0.0027	−0.0042	−0.0093	−0.0121	−0.0120	−0.0084	−0.0008	+0.0115	+0.0291
	2	+0.0684	+0.0381	+0.0099	−0.0142	−0.0325	−0.0428	−0.0432	−0.0311	−0.0040	+0.0411	+0.1070
	3	+0.1010	+0.0568	+0.0163	−0.0184	−0.0456	−0.0633	−0.0678	−0.0537	−0.0133	+0.0627	+0.1836
	4	+0.0892	+0.0506	+0.0171	−0.0109	−0.0347	−0.0544	−0.0669	−0.0636	−0.0291	+0.0578	+0.2203
	5	+0.0652	+0.0358	+0.0134	−0.0028	−0.0173	−0.0340	−0.0524	−0.0633	−0.0448	+0.0398	+0.2352
	6	+0.0493	+0.0289	+0.0080	−0.0003	−0.0057	−0.0165	−0.0355	−0.0567	−0.0555	+0.0200	+0.2443

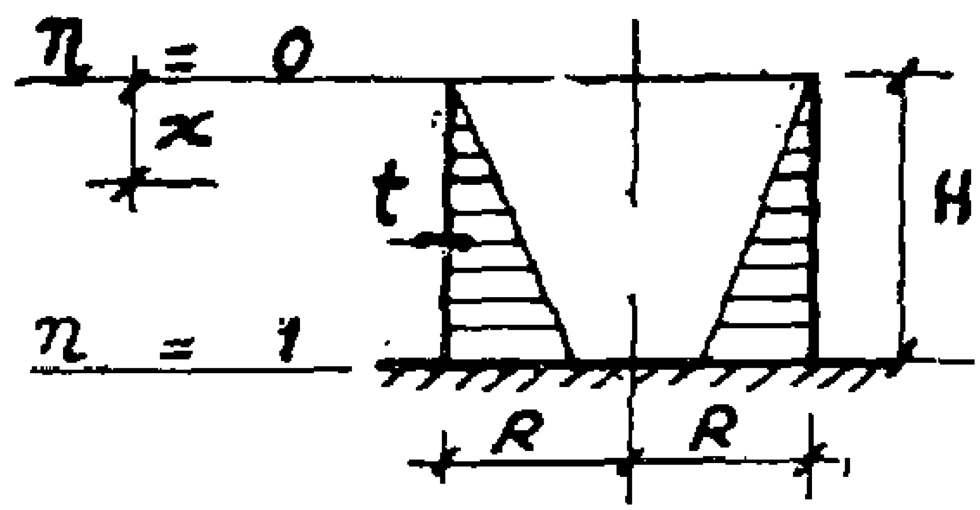
Table 2

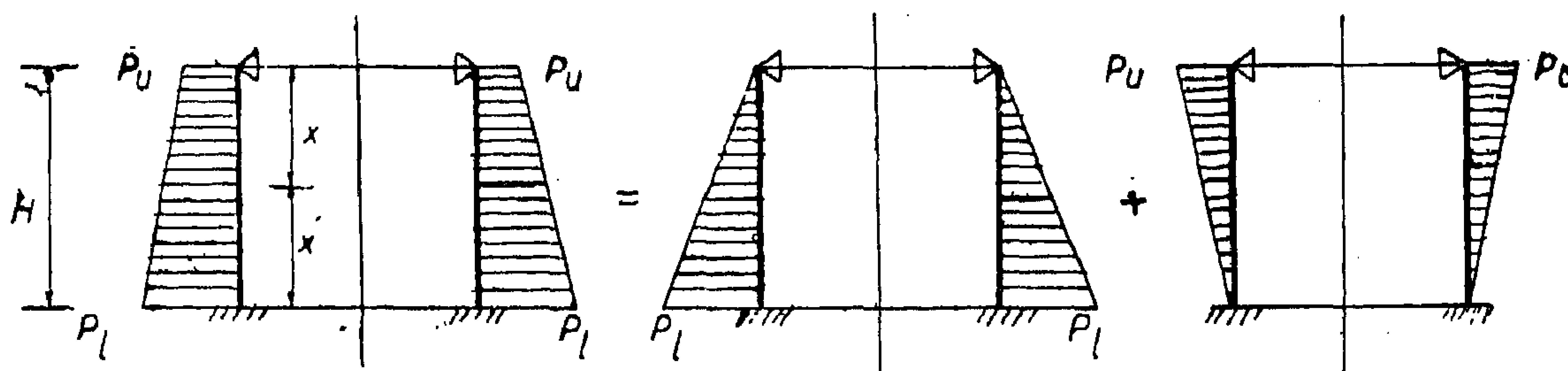


$$T = -\gamma H R f_T(\beta H, \eta) \; ; \quad M = \gamma H R t \times \frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$$

$$\beta = \frac{1.3068}{\sqrt{R.t}} \; ; \quad \eta = \frac{x}{H}$$

	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring tension $f_T(\beta H, \eta)$	1	0	-0.0032	-0.0060	-0.0081	-0.0092	-0.0092	-0.0081	-0.0060	-0.0034	-0.0011	0
	2	0	-0.0403	-0.0761	-0.1031	-0.1179	-0.1186	-0.1047	-0.0784	-0.0452	-0.0143	0
	3	0	-0.1013	-0.1934	-0.2673	-0.3140	-0.3259	-0.2983	-0.2325	-0.1396	-0.0462	0
	4	0	-0.1210	-0.2370	-0.3409	-0.4220	-0.4658	-0.4562	-0.3815	-0.2458	-0.0870	0
	5	0	-0.1116	-0.2249	-0.3385	-0.4448	-0.5271	-0.5581	-0.5062	-0.3536	-0.1351	0
	6	0	-0.1017	-0.1890	-0.3186	-0.4346	-0.5434	-0.6158	-0.6034	-0.4569	-0.1888	0
Bending Moment $\frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1	0	-0.0056	-0.0107	-0.0146	-0.0169	-0.0168	-0.0138	-0.0074	+0.0030	+0.0181	+0.0385
	2	0	-0.0168	-0.0323	-0.0448	-0.0526	-0.0539	-0.0461	-0.0263	+0.0071	+0.0587	+0.1310
	3	0	-0.0149	-0.0298	-0.0443	-0.0570	-0.0649	-0.0635	-0.0461	-0.0039	+0.0731	+0.1950
	4	0	-0.0044	-0.0108	-0.0205	-0.0340	-0.0491	-0.0607	-0.0583	-0.0255	+0.0594	+0.2199
	5	0	+0.0011	+0.0005	-0.0038	-0.0136	-0.0297	-0.0491	-0.0614	-0.0440	+0.0395	+0.2440
	6	0	+0.0015	+0.0026	-0.0021	-0.0023	-0.0140	-0.0342	-0.0563	-0.0556	+0.0198	+0.2342

Table 1		 $T = -\gamma H R f_T(\beta H, \eta)$; $M = \gamma H R t \times \frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$; $\beta = \frac{1.3068}{\sqrt{R \cdot t}}$; $\eta = \frac{x}{H}$										
	βH \ η	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
Ring tension $f_T(\beta H; \eta)$	1	−0.0995	−0.0875	−0.0754	−0.0634	−0.0514	−0.0395	−0.0281	−0.0176	−0.0087	−0.0024	0
	2	−0.2853	−0.2694	−0.2527	−0.2332	−0.2090	−0.1782	−0.1403	−0.0970	−0.0528	−0.0161	0
	3	−1.1671	−0.2199	−0.2699	−0.3110	−0.3346	−0.3322	−0.2973	−0.2292	−0.1370	−0.0452	0
	4	−0.0349	−0.1426	−0.2480	−0.3448	−0.4219	−0.4640	−0.4541	−0.3799	−0.2449	−0.0867	0
	5	+0.0094	−0.1066	−0.2230	−0.3383	−0.4454	−0.5277	−0.5586	−0.5065	−0.3537	−0.1351	0
	6	+0.0090	−0.0976	−0.2061	−0.3189	−0.4352	−0.5438	−0.6160	−0.6035	−0.4570	−0.1888	0
Bending Moment $\frac{f_M(\beta H, \eta)}{3.4156}$	1	0	−0.0002	−0.0008	+0.0003	+0.0023	+0.0064	+0.0131	+0.0232	+0.0373	+0.0560	+0.0800
	2	0	−0.0029	−0.0097	−0.0178	−0.0243	−0.0264	−0.0238	−0.0045	+0.0259	+0.0738	+0.1424
	3	0	−0.0040	−0.0143	−0.0282	−0.0427	−0.0536	−0.0555	−0.0412	−0.0021	+0.0719	+0.1909
	4	0	−0.0018	−0.0075	−0.0177	−0.0319	−0.0478	−0.0600	−0.0581	−0.0256	+0.0591	+0.2194
	5	0	+0.0003	−0.0004	−0.0044	−0.0139	−0.0298	−0.0462	−0.0614	−0.0440	+0.0396	+0.2342
	6	0	+0.0007	+0.0019	+0.0017	−0.0026	−0.0141	−0.0342	−0.0563	−0.0556	+0.0198	+0.2439



At any depth x :

$$M = R.t \left\{ P_l \frac{f_M[\beta H, \eta = \frac{x}{H}]}{3.4156} + P_u \frac{F_M[\beta H, \eta' = \frac{x'}{H}]}{3.4156} \right\}$$

and

$$T = R \left\{ P_l \; f_T[\beta H, \eta = \frac{x}{H}] + P_u \; f_T[\beta H, \eta' = \frac{x'}{H}] \right\}$$

Fig (3) Cylindrical wall subjected to trapezoidal pressure

(7) Effect of a ring beam at top edge of a circular-cylindrical tank wall

It could be seen from the above that in deep tanks ($\beta H > \pi$ or $\frac{H^2}{2Rt} > 2.9$) the liquid pressure would cause zero or very little deflection at the top edge of the wall. It follows that the introduction of a hinged support at the top edge has little effect on the wall deformations.

If the top edge of such tank is provided by ring beam, the force in the ring will be small or nearly zero. Hence the investigation of the effect of such a ring need to be carried out only for shallow tanks. This will be done here for the following two cases : (a) When the bottom edge of the wall is encastré, and (b) when the bottom edge of the wall is hinged.

If a tank wall is simply supported at the top, the reaction on this support will be equal and opposite to the shearing force Q at the top edge. Its value can be calculated by substituting $x = \eta = o$ in equation (17), hence we get ;

Reaction per unit length of support

$$= -(Q)_{x=o} = -\frac{\gamma R t H \beta}{3.4156}(C_2 - C_3)$$

$$= -\frac{\gamma H}{2\beta}(C_2 - C_3) \qquad (17\,b)$$

The constants C_2 and C_3 can be calculated from equations (b) and (e) appendix 1 according to the conditions at the bottom edge. The reaction at the top support can be expressed as a fraction of the total liquid pressure $\frac{\gamma H^2}{2}$.

Reaction per unit length of top support

$$= -\frac{\gamma H^2}{2}\left[\frac{1}{\beta H}(C_3 - C_2)\right] \qquad (28)$$

At the fixed edge ($x' = o$), the ring tension is zero. The bending moment M and the shearing force Q are :

$$(M)_{x'=o} = \frac{\gamma H R T}{3.4156} \left(1 - \frac{1}{\beta H}\right) = \frac{\gamma H}{2\,\beta^2} \left(1 - \frac{1}{\beta H}\right) \quad (21\,a)$$

$$(Q)_{x'=o} = -\frac{\gamma M R t}{3.4156} \beta \left(2 - \frac{1}{\beta H}\right) = -\frac{\beta H}{2\beta} \left(2 - \frac{1}{\beta H}\right) \quad (22\,a)$$

Case b : Bottom edge hinged, top edge with any condition

$\beta H > 5$ (fig. 2 ii)

$$T = \gamma H R \left(\frac{x}{H} - e^{-\beta x'} \cos \beta x'\right) \quad (23)$$

$$M = -\frac{\gamma H R t}{3.4156} e^{-\beta x'} \sin \beta x' \quad (24)$$

$$Q = -\frac{3.4156}{\gamma H R t} \beta \; e^{-\beta x'} (\cos \beta x' - \sin \beta x') \quad (25)$$

At the bottom edge ($x' = 0$), the ring tension and the moment are zero, and the shearing force

$$(Q)_{x'=o} = -\frac{\gamma H R t}{3.4156} \beta = -\frac{\gamma H}{2\beta} \quad (21\,a)$$

The above equations (20 to 25) are strictly correct for tanks with the value of $\beta H > 5$, the bottom edge being totally fixed or hinged as the case may be, while the top edge is free or simply spported. If the top edge is encastré, still the above equations apply to the greatest part of the height except for a local zone at the top edge where the effect of the fixing moment there can be superimposed.

The fixing moment and shearing force at the top edge will be :

$$(M)_{x'=H} = \frac{\gamma}{2\,\beta^3} \quad (26)$$

$$(Q)_{x'=H} = -\frac{\gamma}{2\,\beta^2} \quad (27)$$

Equations (26 and 27) apply whatever the conditions at the bottom may be :

The *limits* established above for the classification of tanks ($\beta H <$ or > 5) is not definite. It depends upon the accuracy required in the computations. Around this limit the simplified analysis will give results differing only by a few percent from the exact ones. Hetenyi (1)* suggests that the limit for a long beam on elastic foundation could be $\beta H > \pi$. A tank may be reasonably considered deep when $\beta H > \pi$ (or the corresponding value of $\frac{H^2}{2 R t} > 2.9$).

The values of the ring tension and the bending moments in walls of circular-cylndrical tanks subject to triangular pressure are given in tables (1 to 8) which were prepared by Màrcus Gy (2). These tables give the values of the functions $f_T [\beta H, \eta]$ and $\frac{f_M [\beta H, \eta]}{3.4156}$ used in equations (15 a and 16 a). The tables are for all possible conditions at top and bottom ends. The values for the case of a fixed and hinged wall with free top edge (tables 1 and 4) are plotted in figures (4, 5, 6 and 7).

The same tables and curves can be used for cylindrical walls subjected to trapezoidal pressure which may be needed e.g. to take account of earth pressure in a tank sunk below ground level. In such a case the load can be divided into two triangular loadings and the resultant effect obtained by superposition, as indicated in fig. (3), in which p_u and p_l indicates the intensity of pressure at upper and lower edges respectively.

---

*See list of references at the end.

restrained at the edges and is free to expand under the action of the hydrostatic pressure.

Since the function $e^{\beta x'}$ and its derivatives increase with the increasing value of $\beta x'$, while $e^{-\beta x'}$ and its derivatives decrease at the same time, the constants A_1 and A_2 will be determined mainly from the conditions at the upper edge of the cylinder ($x' = H$), while A_3 and A_4 will be determined mainly from those at the lower edge ($x' = o$).

In a "deep tank" (which has big value of βH), when investigating the conditions at one end of the wall, we may assume that the other end is infinitely far away. Forces or displacements at one end will have a negligible effect at the other end, the bending of the wall will be of a local character. The part of away from a restraint end will be subjected mainly to a membrane stresses (tension in the ring direction).

If th top edge is free A_1 and A_2 will be equal to to zero, and the constants A_3 and A_4 will be determined from the conditions at the bottom edge. However, if the top edge is simply supported or totally fixed A_3 and A_4 will be hardly affected. In the following two cases of edge conditions at the bottom are considered. The expression for the bending moment, shearing force and ring tension apply without modification whatever the conditions at the top edge, except for a local part at the top in the case when the top edge is encastré or continuous with another element. In this latter case it will be sufficiently accurate to superimpose the effect of these moments on those obtained by this anal—is.

Case a: Bottom edge encastré, top edge with any condition, $\beta H > 5$ (Fig. 2 i)

$$T = \gamma H R \left[\frac{x}{H} - e^{-\beta x'} \cos \beta x' - \left(1 - \frac{1}{\beta H}\right) e^{-\beta x'} \sin \beta x'\right] \quad (20)$$

$$M = \frac{\gamma H R t}{3.4156} \sin \beta x' + \left(1 - \frac{1}{\beta H}\right) e^{-\beta x'} \cos \beta x'] \quad (21)$$

$$Q = - \frac{\gamma H R t}{3.4156} \cdot \beta \left[2 e^{-\beta x'} \cos \beta x' - \frac{e^{-\beta x'}}{\beta H} (\cos \beta x' + \sin \beta x')\right] \quad (22)$$

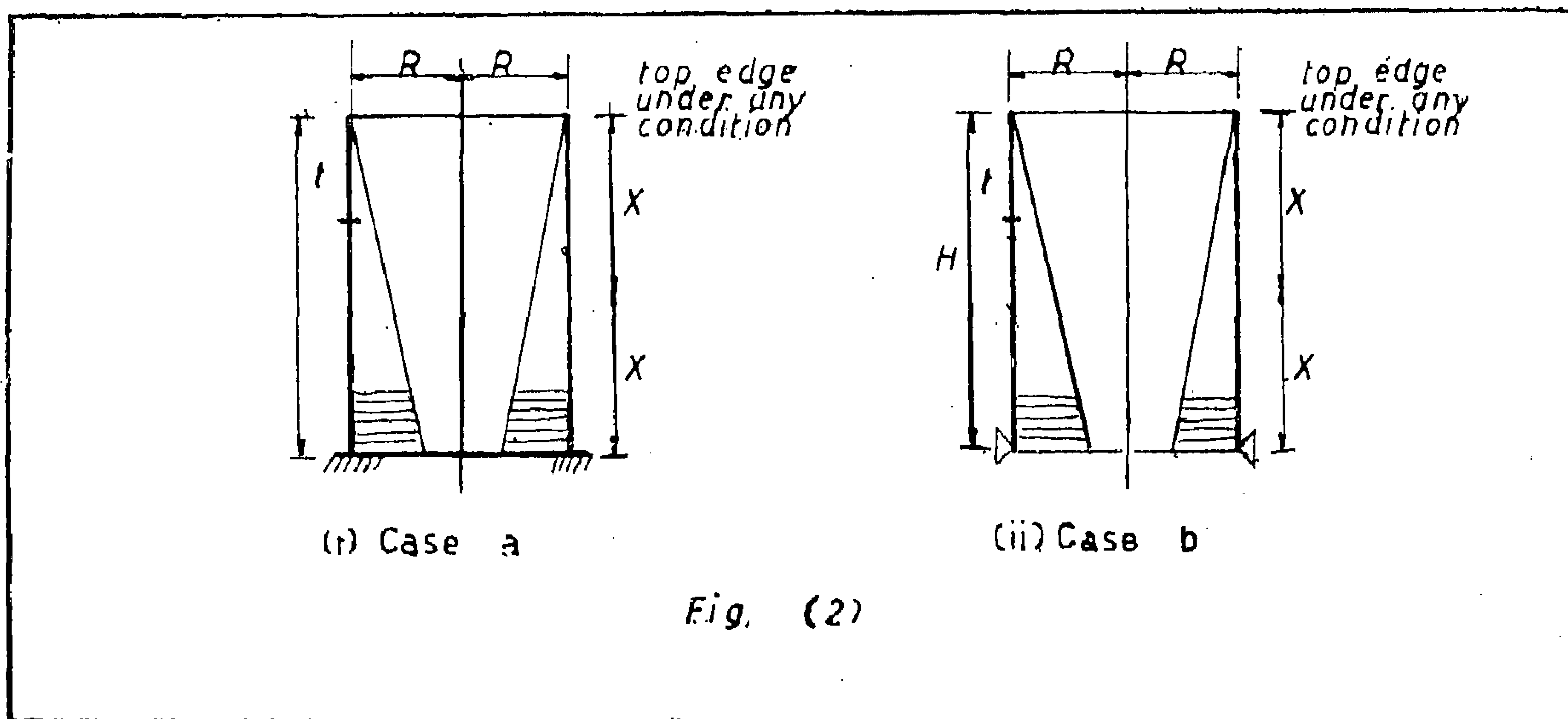


Fig. (2)

$$T = -\gamma H R \cdot f_T [\beta H \eta], \qquad (15\,a)$$

$$M = \gamma H. R. t \cdot \frac{f_M [\gamma H.\eta]}{3.4156}, \qquad (16\,a)$$

and

$$Q = \gamma H R t \beta \cdot \frac{f_Q [\beta H.\eta]}{3.4156}, \qquad (17\,a)$$

where the functions $f_o [\beta H.\eta]$, $f_T [\beta H.\eta]$, $f_M [\beta H.\eta]$ and $f_Q [\beta H.\eta]$ are dimensionless factors equal to the part between brackets [ ] in the right hand side of equations (14, 15, 16 and 17) respectively. These functions depend upon the values of βH and η as well as the integration constants C_1, C_2, C_3 and C_4. For any given end conditions the variation of the stresses or deformations along the height of the tank is characterised by the value of

$$\beta H = \frac{1.3068 \; H}{\sqrt{R t}} \qquad (12)$$

or in other words the form of stress or deformation curves is determined by the value of βH (or its multiples such as $\frac{H^2}{2 R.t}$). All tanks with the same value of βH have similar curves of stress variation. Tables and graphs for the variation of ring tension and bending moment in the walls of cylindrical tanks will be given later.

(4) Integration constants for various edge conditions

The numerical values of the functions $f [\beta H.\eta]$ depend upon the edge conditions at the top and bottom of the tank wall which determine the integration constants C_1, C_2, C_3 and C_4. In general the conditions at each edge will enable us to write two equations, the solutions of these four equations gives the four integration constants. These constants are given in appendix 1 for various cases.

(5) Classification of cylindrical tanks as deep and shallow

Considerable simplification of the mathematical work is attained for cflindrical tanks which have proportions that give relatively big values of βH ($\beta H = \frac{1.3068 H}{\sqrt{R.t}}) > 5$ or the corresponding value of $\frac{H^2}{2 R t} > 7.3$). Such large values of βH is most frequent for steel tanks and also for some concrete tanks, as for example concrete elevated tanks where an economic proportion of the depth to the diameter is chosen. In such a case it is admissible to put

$$\sinh \beta H = \cosh \beta H = \frac{e^{\beta H}}{2}$$

and to neglect the $\sin \beta H$ and $\cos \beta H$ terms in comparison with the hyperbolic functions of the same argument.

In the following, tanks will be classified into two groups :

(a) "Deep tanks", which have relatively big *height and small thicbness and which have* the value of $\beta H > 5$ (or $\frac{H^2}{2 R t} > 7.3$).

(b) "Shallow tanks", which have relatively small height and big thickness and which have the value $\beta H < 5$ (or $\frac{H^2}{2 R t} < 7.3$).

(6) Simplified analysis of deep tanks

In order to discuss this type of tank it was found more convenient to put the general solution (13)—which includes four integration constants—in the form :

$$w = -\frac{\gamma R^2}{E t}(H - x') + e^{\beta x'} (A_1 \cos \beta x' + A_2 \sin \beta x') + e^{-\beta x'} (A_3 \cos \beta x' + A_4 \sin \beta x') \qquad (19)$$

in which x' is the distance from the bottom edge, A_1, A_2, A_3 and A_4 are the integration constants.

The first term of the R. H. S. of this equation represents the deformation which would take place when the cylindrical wall is not

The ring tension is expressed in terms of the deflection by the equation

$$T = -k w R \tag{9.}$$

Using the notation

$$\beta^4 = \frac{E t}{4R^2 D} = \frac{3(1-\mu^2)}{R^2 t^2} \tag{10}$$

equation (8) will be

$$\frac{d^4 w}{d x^4} + 4 \beta^4 w = -\frac{\gamma x}{D} \tag{11}$$

The variation of the value of Poisson's ratio changes slightly the value of β. For concrete tanks μ is small and it will be considered in the following

$$\mu = \frac{1}{6}$$

then,

$$\beta = \frac{\sqrt[4]{3[1-(1/6)^2]}}{\sqrt{R \cdot t}} = \frac{1.3068}{\sqrt{R \cdot t}} \tag{12}$$

The general solution of equation (11) is

$$w = -\frac{\gamma R^2}{E t} x + c_1 \cos \beta x \cosh \beta x + c_2 \cos \beta x \sinh \beta x + c_3 \sin \beta x \cosh \beta x + c_4 \sin \beta x \sinh \beta x \tag{13}$$

Putting

$$\eta = \frac{x}{H},$$

in which H is the tank height—equation (13) can be put in the form

$$w = \frac{\gamma H R^2}{E t}(-\eta + C_1 \cos \beta H . \eta \cosh \beta H . \eta + C_2 \cos \beta H . \eta \sinh \beta H . \eta + C_3 \sin \beta H . \eta \cosh \beta H . \eta + C_4 \sin \beta H . \eta \sinh \beta H . \eta) \tag{13 a}$$

The constants C_1, C_2, C_3 and C_4 are the constants of integration which must be determined in each particular case from the conditions at the edges of the cylinder.

The slope of the deflected surface in the vertical direction

$$\theta = \frac{dw}{dx}$$

$$\theta = \frac{\gamma R^2}{E t} . \beta H [-\frac{1}{\beta H} + C_1 (\cos \beta H.\eta . \sinh \beta H.\eta - \sin \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta) + C_2 (\cos \beta H.\eta . \cosh \beta H.\eta - \sin \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta) + C_3 (\sin \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta + \cos \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta) + C_4 (\sin \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta + \cos \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta)] \tag{14}$$

The ring tension

$$T = -\frac{E t}{R} . w = -\gamma R H [-\eta + C_1 \cos \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta + C_2 \cos \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta + C_3 \sin \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta + C_4 \sin \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta] \tag{15}$$

The moment in the vertical direction

$$M = -D \frac{d^2 w}{d x^2} = \frac{\gamma H R t}{2\sqrt{3(1-\mu^2)}} [C_1 \sin \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta + C_2 \sin \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta - C_3 \cos \beta H . \eta \sinh \beta H.\eta - C_4 \cos \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta] \tag{16}$$

The shearing force

$$Q = -D \frac{d^3 w}{d x^3} = \frac{\gamma R t H . \beta}{2\sqrt{3(1-\mu^2)}} [C_1 (\sin \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta + \cos \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta) + C_2 (\sin \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta + \cos \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta) - C_3 (\cos \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta - \sin \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta) - C_4 (\cos \beta H.\eta \sinh \beta H.\eta - \sin \beta H.\eta \cosh \beta H.\eta)] \tag{17}$$

With the value of $\mu = 1/6$ and $2\sqrt{3(1-\mu^2)} = 3.4156$, equations (14), (15), (16) and (17) can be put in the following simplified forms :

$$\theta = \gamma \frac{R^2 \beta H}{E t} . f_0 [\beta H.\eta] , \tag{14 a}$$

factor. Hence we may conclude that a longitudinal element of a cylindrical tank wall can be regarded as a beam on an elastic foundation, the modulus of which

$$k_x = \frac{E\ t_x}{R^2} \tag{2}$$

Because of the axil symmetry of the deformation of the wall, the sides of each longitudinal element during bending will not be able to rotate in order to permit the lateral extension or compression of the longitudinal fibres, but will have to remain parallel with their original radial direction. This restraining influence is equivalent to a tangential bending moment

$$M\Theta = \mu M, \tag{3}$$

where M denotes the bending moment in the vertical direction and μ Poissons ratio. The stiffening effect of $M\Theta$ on the bending deformation of the longitudinal beams can be taken into account by increasing the moment of inertia of each beam of unit length in the ratio $\frac{1}{(1-\mu^2)}$, and thus we have at any depth x

$$I_x = \frac{t_x^3}{12\ (1-\mu^2)} \tag{4}$$

The flexural rigidity of the wall

$$D_x = EI_x = \frac{E\ t_x^3}{12\ (1-\mu^2)} \tag{4a}$$

The liquid pressure is equivalent to a load $p_x\ (= -\gamma x)$ per unit length acting on the longitudinal element. This load is opposed by continuously distributed reaction forces of intensity $k_x w = \frac{E\ t_x}{R^2}\ w$. The resultant force per unit length acting on the element is equal to

$$q_x = p_x - k_x\ w = -\gamma x - k_x\ w$$

Making use of the known differential equations of a beam in bending we can write

$$\frac{d^2\ M}{dx^2} = q = p_x - k_x\ w$$

and $E\,I_x\ (\frac{d^2\ w}{d\,x^2}) = -M_x$

Combining the two above equations we get

$$\frac{d^2}{d\ x^2}\ (EI_x\ \frac{d^2w}{d^2w}) + k_x\,.\,w = p_x = -\gamma\ x\,. \tag{5}$$

When the wall thickness is variable EI_x, k_x are both variable functions of the variable x and the differential equation will be

$$\frac{d^4w}{dx^4} + \frac{2}{I_x}\ \frac{d\,I_x}{d\ x}\ \frac{d^3\ w}{d\ x^3} + \frac{1}{I_x}\ \frac{d^2\,I_x}{dx^2}\ \frac{d^2\ y}{dx^2} + \frac{k\ x}{E\,I_x}\ y = +\ p_x = -\gamma\ x \tag{5a}$$

The bending moment M and the shearing force Q are given by

$$M = -\ EI_x\ \frac{d^2\ w}{dx^2} = -\ D_x\ \frac{d^2\ w}{d\ x^2} \tag{6}$$

and

$$Q = \frac{dM}{dx} = -\ [\ \frac{d\,E\,I_x}{dx}\ \frac{d^2w}{dx^2} + EI_x\ \frac{d^3w}{dx^3}\ ] \tag{7}$$

(3) Circular-Cylindrical tanks of constant wall thickness

If the wall thickness t is constant k_x and I_x are constants. Let their values be k and I respectively, equation (5) will then be

$$\frac{d^4\ w}{dx^4} + \frac{k}{EI}\ w = \frac{p_x}{EI} = -\ \frac{\gamma\,x}{EI} \tag{5b}$$

Substituting for k and I by their values in equations (2) and (4) we get;

$$D\ \frac{d^4\ w}{dx^4} + \frac{E\,t}{R^2}\ .\ w = -\ \gamma\ x \tag{8}$$

The bending and shear will be equal to

$$M = -\ D\ \frac{d^2\ w}{dx^2} \tag{6 a}$$

and

$$Q = -\ D\ \frac{d^3\ w}{dx^3} \tag{7 a}$$

edges. The extent of these moments away from the edges along the wall depends upon the tank proportions. It will be shown later that the bending may be of a local character and the parts of the wall away from the edges will be only subject to membrane stresses. This is the case for most steel cylindrical tanks, while in concrete tanks the moments extend to a longer distance, and could be in some cases the predominant factor which determines the thickness and reinforcement for the safe design of these tanks.

(2) Application of the theory of beams on elastic foundations

Consider a thin-walled cylindrical tank subjected to liquid pressure. Because of the symmetry of the loading every horizontal section of the cylinder will remain circular, while the radius R will undergo a change $\triangle R = w$, different for each cross section. The radial displacement w can be regarded as a deflection for a longitudinal element of the wall. On account of the symmetry of the problem we need to consider the deformation of only one vertical element of the wall (fig. 1 a); assume its width to b eunity.

The radial displacement w must be accompanied by a circumferential tension forces of magnitude

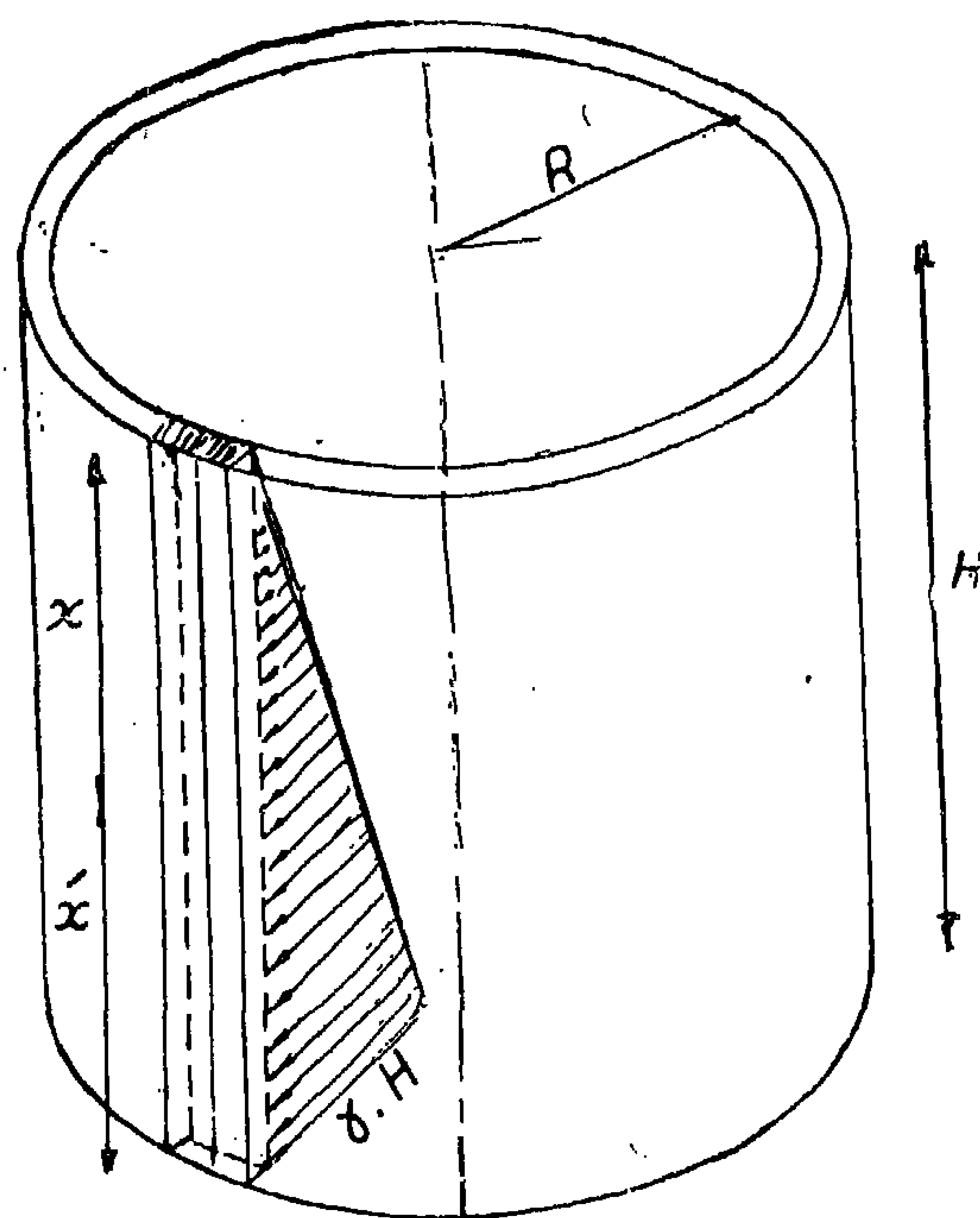
$$T = -\frac{E\ t_x}{R} \cdot w^* \qquad (1)$$

per unit length of the vertical element; R being the radius, and t_x is the thickness of the wall at depth x below the top edge. The resultant of the two forces T acting on the sides of the element will be in the radial direction opposing the deflection (fig. 1 b). The resultant force per unit length opposing the deflection is equal to

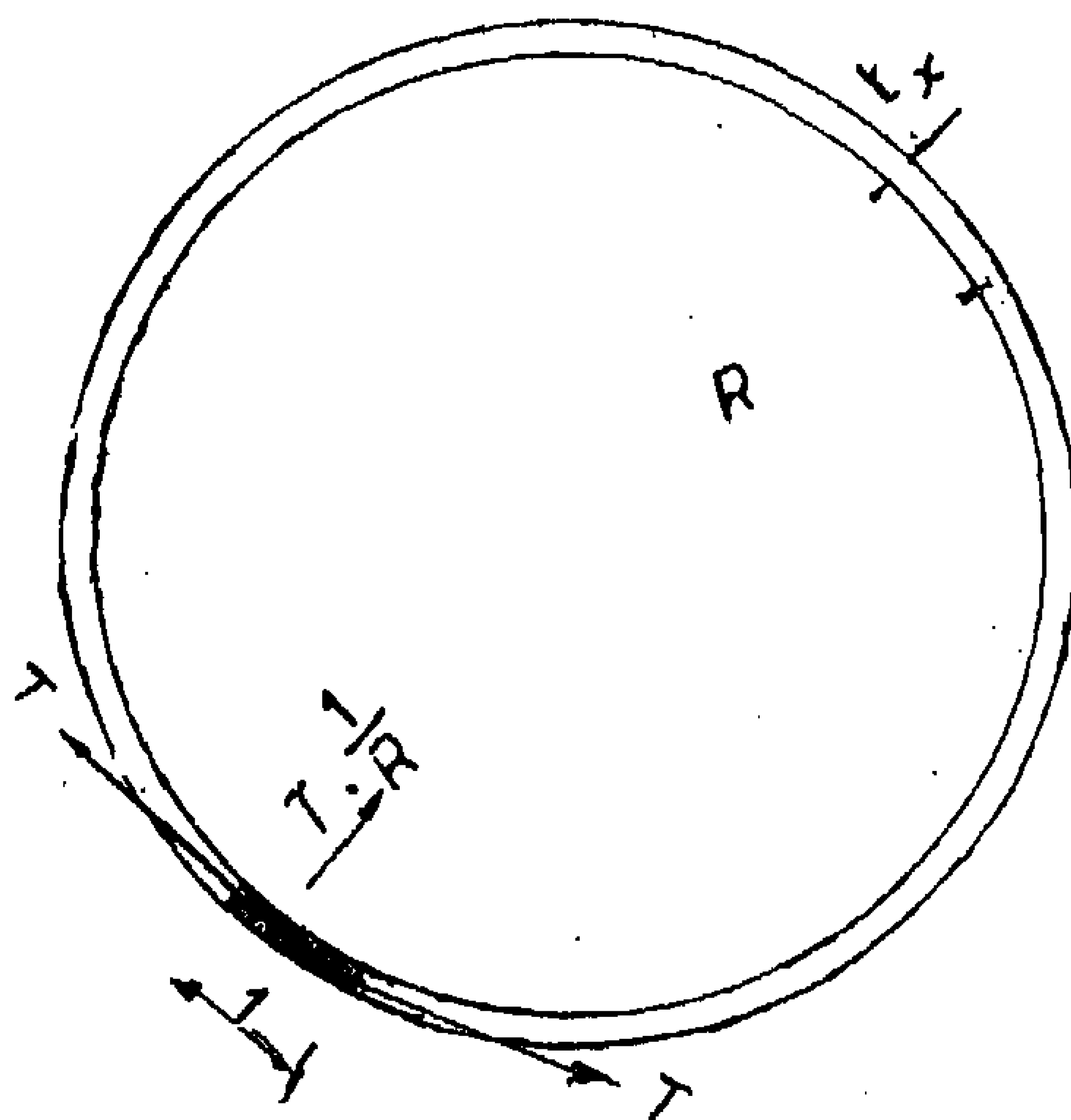
$$T\ \frac{1}{R} = -\frac{E\ t_x}{R^2} \cdot w\ ,$$

i.e. its value is proportional to the deflection w, the term $\frac{E\ t_x}{R^2}$ being the proportionality

*w is considered positive if towards the centre.



(a)



(b)

Fig. (1)

Structural Behaviour of Circular-Cylindrical Tank Walls

By

Dr. AMIN GHALI

Synopsis

The structural behaviour of circular-cylindrical tank wall is studied by considering a vertical element of the wall as a beam over elastic foundation, in which the elastic foundation is formed by the resistance of the horizontal ring elements to radial deformations.

The differential equation of the deflection of a beam on elastic foundation is applied to tanks, and solved for all possible end conditions at the top and the bottom edges of the tank wall.

Similar to beams on elastic foundations, tanks could be classified into two groups : deep tanks corresponding to long beams), and shollow tanks (corresponding to short beams). In deep tanks a change of the condition of support at one end does not effect the condition of stresses near the other end. This made it possible to give a simplified solution for deep tanks. Most tanks used in practice are of the deep type and the simplified solutions can be applied to it.

Tables which were originally prepared by Marcus, Gy.*, for the values of ring tension and bending moments in the walls of tanks subject to triangular pressure are given. They can be used for the design of tanks in which the walls are free, hinged or fixed at top or bottom edges. Some design graphs are given for the most frequent cases.

The effect of a ring beam at the top edge of a shallow tank is investigated. A method of calculation is presented in which the elasticity of the ring beam is taken into account. Curves and tables are given to simplify the calculations. Finally a design example is given.

(1) Introduction

Due to liquid pressure the wall of a cylindrical tank expands laterally. Generally the material of the tank wall is assumed to behave elastically, and the thickness considered small compared to the tank radius. During bending linear elements normal to the middle surface of the walls remain straight and normal to the deformed middle surface.

If the edges of a cylindrical wall of constant thickness are free to expand laterally, under the action of liquid pressure the middle surface of the wall undergoes a linearly varying strain, and since thickness is small the resulting stresses can be assumed uniformly distributed across the thickness. On the other hand, if the edges are built-in, or prevented to take their full deformation by any means, bending moments will be developed at those

*See list of references.

EDITING COMMITTEE

INFORMATION

- The editors welcome for publication engineering researches and articles as well as discussions on any material appearing in this periodical.
- This periodical does not hold itself responsible for the opinions expressed in it.
- Any material intended for publication must be sent to the Secretarial at either of the addresses of the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria.

SUBSCRIPTIONS

All members if the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria are ipso facto subscribers of this periodical.

Subscription for engineers P.T.60 per annum.

Subscription for others P.T.150 per annum.

Subscription per part 15 P.T. for Engineers.

HEAD OFFICES

Cairo : Egyptian Society of Engineers,
28, Ramses Avenue, Cairo. Tel. 52106.

Alexandria : Society of Engineers,
66, Nabi Daniel St., Alex. Tel. 22222.

ADVERTISEMENTS

Sole agents for advertisements to be inserted in this periodical :

Moassasset Misr for Printing and Publication,
14, Zaki Str., Tawfikieh, Cairo.
Tel. 51601.

THE PROCEEDINGS
OF THE ENGINEERING SOCIETIES

QUARTERLY SCIENTIFIC PROCEEDINGS

ISSUED BY

ENGINEERING SOCIETIES AT CAIRO AND ALEXANDRIA

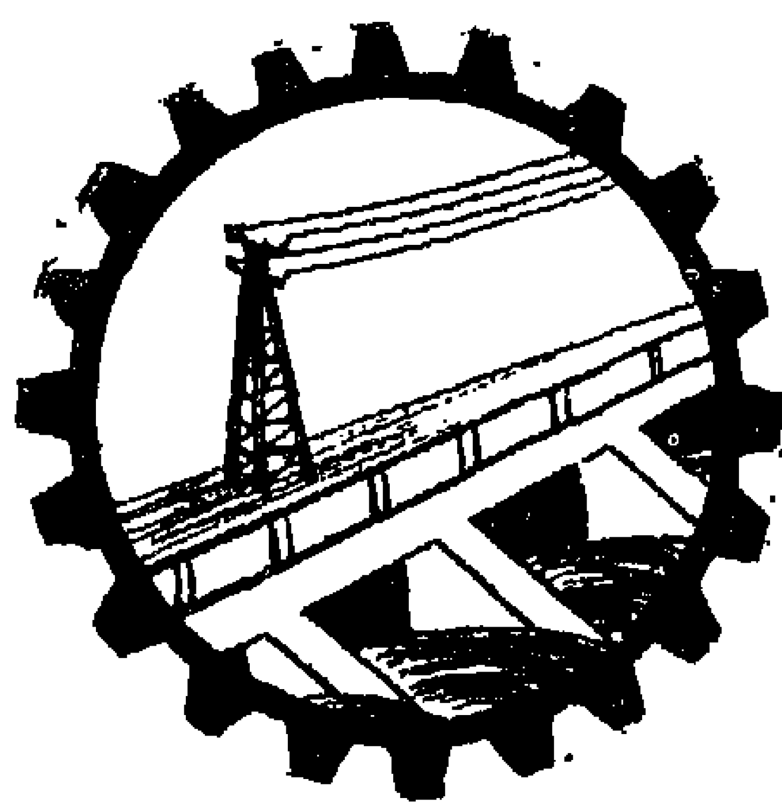
VOL. II—No. 1— JANUARY 1963

CONTENTS

ENGLISH SECTION

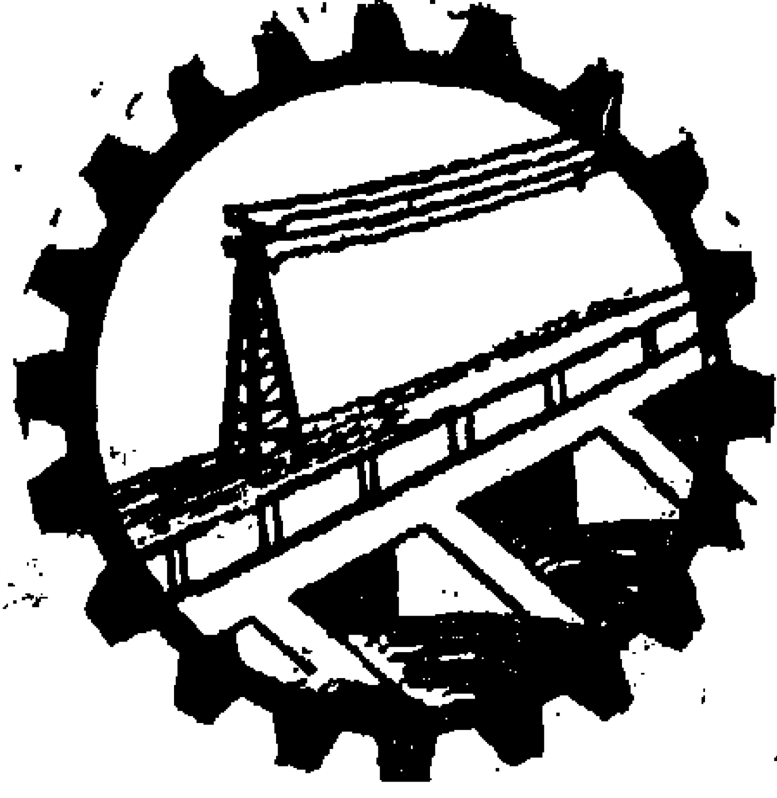
ARABIC SECTION

"Mondiale" Press—Cairo



THE PROCEEDINGS OF THE ENGINEERING SOCIETIES U.A.R.

JANUARY 1963
Vol. II
No. 1



مجلة

جمعيات المهندسين

ج.ع.م

العدد الثانى | المجلد الثانى | ابريل ١٩٦٣

المطبعة العالمية ١٦ و ١٧ ش ضريح سعد بالقاهرة

مجلة
جمعيات المهندسين
ج.ع.م

مجلة علمية هندسية – تصدرها كل ثلاثة شهور
جمعيتا المهندسين بالقاهرة والاسكندرية

السنة الثانيــة | العدد الثانى | أبريـــل ١٩٦٣

محتويات هذا العدد

القسم العربى

صفحة

القسم الافرنجى

بيانات

مقر المجلة :

بالقاهرة

جمعية المهندسين المصرية

٢٨ شارع رمسيس بالقاهرة

تليفون ٥٢١٠٦

بالاسكندرية

جمعية المهندسين بالاسكندرية

٦٦ شارع النبي دانيال بالاسكندرية

تليفون ٢٢٢٢٢

الإشتراكات:

- جميع أعضاء جمعيتي المهندسين بالقاهرة والاسكندرية مشتركون في المجلة بحكم عضويتهم

لغير الأعضاء:

الاشتراك السنوي

للعدد الواحد	للهيئات	للمهندس
١٥	١٥٠	٦٠

- ترسل البحوث والموضوعات والتعليقات إلى أمانة التحرير بأحد مقري جمعيتي المهندسين بالقاهرة والإسكندرية .
- ترحب المجلة بما يرسل إليها من بحوث وموضوعات هندسية وأي تعليقاً علمية للمناقشة
- المجلة غير مسئولة عن الآراء التي تنشر وتعبر عن رأى كاتبها فقط

الإعلانات:

- مؤسسة مصر للطباعة والإعلان والنشر

١٤ شارع زكي بالتوفيقية - القاهرة تليفون ٥١٦٠١

لجنة التحرير

قرارات وتوصيات المؤتمر الهندسي العربي الثامن

المنعقد بالقاهرة من ٨ إلى ١٢ مايو آيار ١٩٦٣

أولا — يتقدم المؤتمر بخالص الشكر لسيادة الرئيس جمال عبد الناصر على تفضله بشمول المؤتمر برعايته وإيفاد السيد المهندس أحمد عبده الشرباصى عضو مجلس الرياسة نائباً عنه فى افتتاح المؤتمر .

ثانياً — قرارات وتوصيات عامة :

١ — يعلن المهندسون المشتركون فى المؤتمر اغتباطهم بتكوين اتحاد المهندسين العرب فى ٢٨ ابريل (نيسان) سنة ١٩٦٣ وتأييدهم لأهدافه ويعاهدون الله على وضع علمهم وخبراتهم تحت تصرف البلاد والأقطار العربية كافة حتى تمضى تلك التى قطعت شوطاً فى سبيل النهضة الشاملة قدماً فى مسايرة ركب الحضارة العالمى وتقدم صفوفه ، وتأخذ الأخرى منها بأسباب التقدم السريع لتلحق بالركب .

٢ — تعريب المصطلحات العلمية والفنيه والرموز وتوحيدها أمر واجب لكى تعود للعرب مكانتهم فى العلوم والفنون وضرورة حتمية للتعليم والتدريب لمن هم دون المستوى الجامعي بصفة خاصة .

ويوصى المؤتمر اتحاد المهندسين العرب بالمبادرة بمراجعة ماتم وضعه من هذه المصطلحات والرموز فى مختلف البلاد العربية لتوحيدها وتطويرها بما يتفق والنهضة العلمية المباركة فى مختلف البلاد والأقطار العربية .

ويسر المؤتمر أن يشيد بالجهود التى بذلتها إدارة التدريب المهنى بالقوات المسلحة بالجمهورية العربية المتحدة فى إعداد معجم المصطلحات الفنية المتضمن ٣٥٠٠٠ مصطلح وتعبير فنى والذى يعتبر هو وما تم إعداده فى البلاد والأقطار العربية الأخرى من معاجم أساساً صالحاً للعمل .

٣ — يوصى المؤتمر الجهات المعنية بعمل دراسات تحليلية إحصائية على مختلف المشروعات ومتابعة ما تم تنفيذه منها للتأكد من تحقيقها لأهدافها ومن صلاحية تصميمها بمقارنه نتائج تشغيلها مع المعايير التى صممت على أساسها للاستفادة منها على أتم وجه ولتحسين وتطوير المشروعات وتخفيض تكاليفها .

٤ — يؤكد المؤتمر أهمية البحوث العلمية والتكنولوجية وضرورة إيجاد مراكز لهذه البحوث تتوافر فيها الإمكانيات الضرورية ، وتؤمن لها الاعتمادات اللازمة . كما يوصى بتوثيق الروابط وتنسيق الجهود وتبادل الخبرات بين هذه المراكز فى البلد الواحد من ناحية وفى مختلف الدول والأقطار العربية من ناحية أخرى .

٥ — تفتقر البلاد والأقطار العربية إلى الخبرات الفنية على مختلف المستويات وفى مختلف التخصصات ويقتضى الأمر تعميم مراكز التدريب المهنى وتدعيمها وموالاة التدريب أثناء العمل لرفع المستوى الفنى والكفاية الإنتاجية .

٦ — لما كان التخطيط علما حديثاً نسبياً وكانت البلاد العربية بصفة عامة يعوزها المخططون المتخصصون لذلك يوصى المؤتمر بالاهتمام بدراسات التخطيط على المستوى الجامعى وما فوقه سواء فيما يتعلق بالتخطيط القومى أو الإقليمى أو لتخطيط المدن والقرى .

٧ — يوصى المؤتمر بالاهتمام بالوقاية من الغبار الذرى وعمل الدراسات المتصلة بذلك ووضع التشريعات اللازمة بشأن إقامة الملاجىء الواقية من هذا الغبار على أن يصاحب ذلك حملة واسعة لتقليل خوف الجماهير من أخطار الغبار الذرى ولإنماء وعيهم لاتقاء هذه الأخطاء عن طريق النشرات المبسطة .

٨ — تقتصر القوانين الحالية المتعلقة بالإسكان على تقسيم الأراضى وإنشاء الأبنية وقد أصبحت هذه القوانين فى حاجة إلى التعديل . كما أن هناك حاجة ماسة لإصدار قوانين تتعلق بتخطيط المدن والقرى متضمنة استعمال الأراضى وتحديد المناطق وإزالة الأحياء غير الصحية .

ويوصى المؤتمر بسرعة إعداد وإصدار التشريعات الشاملة فى هذا الصدد على أن تنبثق هذه القوانين من الأسس والمبادىء التخطيطية والهندسية السليمة وفقاً لظروف البيئة المحلية .

ثالثاً — تخطيط المدن :

١ — يؤكد المؤتمر أهمية التخطيط القومى لتحقيق النمو المتكامل للمجتمع فى البيئة العربية خصوصاً فى مرحلة النمو السريع الذى تجتازه لمسايرة ركب الحضارة والذى يثقل مواردها المادية والبشرية . ويوصى بإنشاء هيئات عليا للتخطيط القومى فى جميع البلاد والأقطار العربية التى لم تأخذ بذلك بعد على أن تضم أخصائيين فى مختلف ميادين التخطيط الشامل وأن تراعى أهمية دور المهندسين المتخصصين فى التخطيط الإقليمى وتخطيط المدن والقرى .

٢ — يؤكد المؤتمر التوصيات السابقة بشأن ضرورة توافر البيانات الإحصائية الدقيقة على التفصيل الكافى والمسح الشامل لإمكان وضع المخططات القومية ويوصى بالتعجيل بذلك .

٣ — يوصى المؤتمر بالتعجيل بإعداد تخطيطات عامة لمختلف الحواضر والمدن العربية على أن تكون من المرونة بما يسمح بمسايرة التطور المستمر وأن يراعى ربطها بالتخطيط الإقليمى للمنطقة المحيطة بها .

٤ — يرى المؤتمر أن تتضمن اللجان الفنية الدائمة لاتحاد المهندسين العرب لجنة تختص بتخطيط المدن والتخطيط الإقليمى .

٥ — يوصى المؤتمر بضرورة الاهتمام بالدراسات التخصصية العليا فى تخطيط المدن والقرى .

٦ — يوصى المؤتمر بالمبادرة إلى وضع أسس لتحديد المسطحات اللازمة لمختلف منشآت الخدمة العامة .

٧ — لما كانت البلاد العربية تتضمن مساحات صحراوية شاسعة تحسن الاستفادة منها على أكمل وجه . يوصى المؤتمر بالاهتمام بالدراسات والأبحاث الخاصة بهذه المناطق وباستغلالها وتعميرها على أسس عملية سليمة .

رابعاً — تخطيط وإصلاح القرية :

١ — يؤكد المؤتمر أهمية العناية بإصلاح القرى العربية التى يسكنها ما يقرب من ثلثى السكان فى بعض البلاد والأقطار والتى لا تزال فى حالة من التخلف لا يصح السكوت عليها . ويوصى بعمل دراسات شاملة للقرى تتضمن النواحى العمرانية والصحية والتعليمية والاقتصادية والاجتماعية ووضع برامج للنهوض بالقرى من جميع النواحى .

٢ — لما كان إصلاح القرى العربية عملا ضخماً يتطلب جهوداً كبيرة وأموالا كثيرة ووقتاً متسعاً لذلك يوصى المؤتمر بوضع سياسة عاجلة لإصلاح القرى وسياسة طويلة المدى للسير على هداها .

وفيما يتعلق بالسياسة العاجلة يرى المؤتمر إدخال تحسينات فى جسم القرية الحالية من حيث الشوارع والميادين وتوفير المرافق العامة لها والعمل على أن تقام المبانى الجديدة خارج القرية الحالية والاكتفاء بالإصلاحات اللازمة للمبانى القائمة

واختيار المواقع المناسبة لامتداد القرية وتركيز المبانى الجديدة والخدمات فيها .

وبالنسبة للسياسة البعيدة المدى يوصى المؤتمر بأن يكون تخطيط القرية على أسس إقليمية مدروسة ترغب سكان القرية فى البقاء فيها وتقلل من هجرتهم إلى المدن مما يخلق المشاكل للقرية والمدينة معاً .

ومن جهة أخرى يوصى المؤتمر بعمل تخطيطى شامل للريف يراعى فيه التطور الزراعى والاقتصادى كما يوصى بالتوسع فى إنشاء الصناعات الريفية لرفع المستوى الاقتصادى لسكان الريف .

٣ — يوصى المؤتمر بالربط الوثيق بين مختلف الهيئات والمصالح التى تعنى بشئون القرية وتنسيق العمل بينهما وإيجاد جهاز يختص برسم سياسة إصلاح وتعمير القرى .

٤ — يوصى المؤتمر بالتوسع فى عمل الدراسات والبحوث الفنية المتصلة بالقرية وبالمسكن الريفى ويوضع معايير قياسية لوحدات المسكن لتحسين طرق الإنشاء وتخفيض التكاليف . كما يوصى بالامتداد الرأسى للمبنى لمواجهة النمو المتزايد فى عدد السكان .

٥ — يشكل النمل الأبيض خطراً على بعض القرى فى أغلب البلدان العربية ويوصى المؤتمر بالاستفادة بما تم من دراسات فى هذا الشأن وباتخاذ الاحتياطات الوقائية فى إنشاء المبانى للتقليل من هذا الخطر .

خامساً — الإسكان :

١ — يبدى المؤتمر اهتمامه بما تم فى بعض البلاد العربية من إعداد المواصفات القياسية والقواعد التطبيقية واشتراطات أسس التصميم والتنفيذ المتصلة بالإسكان ويوصى بسرعة إصدارها وبمبادرة البلاد العربية الأخرى بدراستها والأخذ منها بما يتفق مع ظروفها الخاصة — كما يوصى بمولاة الدراسة وتطوير هذه المواصفات والقواعد والاشتراطات .

٢ — يوصى المؤتمر بوضع اشتراطات تحكم الحد الأدنى لوحدات المسكن من حجرات ومنافع وفتحات من حيث المساحة والارتفاع والحجم .

٣ — يوصى المؤتمر بأن تكون المجموعات والمناطق السكنية مكتملة المرافق والخدمات وأن تنفذ هذه المرافق فى نفس الوقت الذى تنشأ فيه المجموعات السكنية وبالقدر اللازم لها .

٤ — يوصى المؤتمر بالتوسع فى إنتاج الخامات وتدبير الأدوات والمواد والمعدات اللازمة للبناء بما يفى بحاجيات البلاد . كما يوصى بتوحيد القاسات لتخفيض تكاليف البناء .

٥ — تحقق أجزاء المبانى السابقة الصنع وفراً فى التكاليف وفى مواد البناء وسرعة فى تشييد المبانى المتكررة الوحدات ولذلك يوصى المؤتمر بالتوسع فى استعمالها وفى إقامة المصانع اللازمة لها على أن يراعى فيها ظروف البيئة المحلية .

٦ — لما كانت المبانى ثروة قومية يجب الإبقاء عليها ما أمكن ونظراً لما هو مشاهد من عدم اهتمام بأعمال الصيانة يوصى المؤتمر بالعمل على نشر الوعى اللازم فى هذا الصدد وعلى تخصيص الاعتمادات المطلوبة لصيانة المبانى الحكومية والعامة .

٧ — تستلزم النهضة الصناعية وما يتبعها من وجود مجموعات كبيرة من العاملين بالمصانع بجوارها تهيئة مشروعات إسكانية متكاملة لهذه المجموعات . ويوصى المؤتمر باعتبار هذه المشروعات جزاء متمما للمصانع يساعد على رفع القدرة الإنتاجية فيها .

سادسا — العمارة :

١ — يوصى المؤتمر بأن يقصر وضع التصميمات المعمارية على المهندسين المعماريين المؤهلين .

٢ — يوصى المؤتمر بالمحافظة على خصائص الطرز المعمارية العربية وتطوير هذه الطرز وتطبيقها فى إنشاء بعض المبانى العامة كالمتاحف والمعارض والمكتبات .

٣ — يوصى المؤتمر بالمحافظة على المناطق الأثرية الهامة ذات الطابع الخاص باعتبارها تراثاً قومياً ومنع إقامة المنشآت التى تقضى على روعة المنطقة ومن التشريعات اللازمة لذلك .

سابعاً — مواد البناء :

١ — يوصى المؤتمر بما يلى :

(ا) التوسع فى إنتاج الحديد على المقاومة والمعالج على البارد .

(ب) التوسع فى استعمال الخرسانة خفيفة الوزن والخرسانة سابقة الإجهاد .

(حـ) التوسع فى زراعة الأشجار التى تصلح أخشابها للبناء ودراسة الأشجار الموجودة فى البلاد العربية والأفريقية والآسيوية من حيث صلاحيتها لهذا الغرض .

(د) التوسع فى إنتاج الخشب الصناعى من المخلفات الزراعية .

(هـ) الاهتمام بصناعة اللدائن كمادة بناء حديثة ينتظر لها توسع كبير فى المستقبل .

٢ — نظراً لأهمية الأسمنت التمددى للخرسانة سابقة الإجهاد الكيميائى ولما ينتظر أن تحدثه من تطور فى صناعة البناء يوصى المؤتمر بضرورة إنتاج هذه المادة فى البلاد والأقطار العربية والتوسع فى استعمالها .

ثامناً — المرافق :

١ — تعانى أغلب المدن والقرى العربية نقصاً كبيراً فى المرافق العامة وإنخفاضاً فى مستوى الموجود منها — ولما كانت مشروعات المرافق العامة كبيرة التكاليف ويحتاج القيام بها إلى دراسات وخبرات فنية وتكنولوجية عالية لذلك يرى المؤتمر أن تتكفل الحكومات بمسئوليات هذه المشروعات وتعميمها على جميع السكان بما يطابق الحاجيات والإمكانيات وأن تعتبر من الخدمات العامة وأن تقدمها الحكومات للشعب بأقل الأسعار .

٢ — يوصى المؤتمر بتوحيد ذبذبة القوة الكهربائية وضغوطها فى كل بلد عربى وفى البلدان العربية عامة على أن يتم هذا التوحيد فى أقصر وقت ممكن .

٣ — تفتقر غالبية المدن العربية إلى الصرف الصحى (المجارى) رغم أهميته الصحية ويوصى المؤتمر بأن تتمشى مشروعات الصرف الصحى مع مشروعات تعميم مياه الشرب وأن يبدأ بالمدن الشديدة الإحتياج لهذا المرفق .

٤ — تعتبر مشكلة التخلص من الفضلات الآدمية من المشاكل الشديدة الخطورة على الصحة العامة خصوصاً فى المناطق الريفية ويوصى المؤتمر بأن تعنى الحكومات والإدارات المحلية والهيئات الهندسية بالعمل على تعميم المراحيض المنزلية وتقديم المساعدات الفنية والمالية والقيام بالدراسات الضرورية لذلك .

٥ — تعانى بعض الحواضر العربية مشاكل عديدة تتصل بالنقل العام داخلها ويترتب عليها ضياع الكثير من الوقت والمال ويوصى المؤتمر مشدداً بضرورة الاهتمام بهذه المشاكل ووضع الحلول لمواجهتها مع الاستعانة بالنقل تحت سطح الأرض عند الاقتضاء .

الاحتياجات المائية وطرق الرى المناسبة للأراضى المستصلحة

للدكتور السيد احمد السمنى
الوكيل المساعد لوزارة الإصلاح الزراعى وإصلاح الأراضى

مقدّمة

فى المناطق الجافة كالجمهورية العربية المتحدة ، تعتمد الزراعة على الرى الصناعى اعتماداً كليا وتتطلب سياسة التوسع الزراعى الأفقى اتخاذ كافة السبل للمحافظة على موارد المياه والتحكم فيها فى مناطق التساقط والتوصيل والانتفاع .

ويتعين فى مناطق الانتفاع اختيار طرق الرى المناسبة ، التى تتفق مع طبيعة التربة والاحتياجات المائية لمختلف المحاصيل ومراعاة استعمال مياه الرى الاستعمال الاقتصادى السليم للحصول على أكبر طاقة إنتاجية زراعية من كميات المياه المتوافرة مع عدم الإضرار بخصوبة التربة .

ويراعى فى المناطق الرملية الجافة كالأراضى الصحراوية المتاخمة لوادى النيل والدلتا والوادى الجديد اختيار المحاصيل ذات الاحتياجات المائية المنخفضة واتباع دورة — زراعية إقتصادية بالنسبة لاستهلاك مياه الرى وإنتاجية المتر المكعب من المياه لمختلف المحاصيل .

ويتعين عند إعداد برامج التوسع الزراعى الأفقى التأكد بصفة قاطعة من أن سياسة الاستصلاح المقترحة ستحقق أكبر دخل زراعى يمكن الحصول عليه باستعمال كميات المياه التى تتوافر من مشروعات الرى مع زراعة أكبر مساحة ممكنة من الأراضى القابلة للاستصلاح ، وفى أقصر وقت اقتصادى ممكن وبأقل التكاليف .

وتهدف سياسة الدولة إلى التوسع الزراعى الأفقى بأقصى معدل عملى ممكن والاستفادة من كل قطرة من مياه النيل أو المياه الجوفية حتى نعوض ما فاتنا فى هذا المجال ويكفى أن نذكر أن أمريكا قد توسعت خلال العقد الأخير (منذ عام ١٩٤٩)فى مساحة ١٢ مليون فدان جديدة(1) — أى بزيادة قدرها ٤٠ ٪ من مساحة الأراضى التى تروى رياً صناعياً .

وتقوم فى الوقت الحاضر أجهزة التخطيط الهندسى ، والزراعى بالجمهورية العربية المتحدة ، بإعداد مشروعات التوسع الزراعى فى وادى النيل والدلتا والأجزاء المتاخمة لهما ، وكذلك فى أراضى الوادى الجديد وتقدر مساحة الأراضى الرملية الصحراوية القابلة للاستصلاح والداخلة فى نطاق هذه المناطق بحوالى مليون فدان .

ونظراً لأهمية طريقة الرى بالرش وطريقة الرى

---

(١) Dell G. Shockley : "Evaluating Furrow and Corrugation Irrigation", Journal of the Irrigation and Drainage Division—Proceedings of the American Society of Civil Engineers, Dec. 1959, p. 2284

السكنتورى فى زراعة الأراضى الصحراوية ، وحتى يمكن وضع تقديرات يمكن الرجوع إليها عند البت فى اتباع هذه الطرق فى مناطق التوسع الصحراوى الجديدة ، يتعين الاستفادة من نتائج التجارب والدراسات المتعلقة بهذا الموضوع والتى تمت بالجمهورية العربية المتحدة والدول الأخرى .

وتقدر مساحة الأراضى الزراعية التى تروى بطريقة الرى بالرش فى العالم بحوالى ٧ مليون فدان(٢) ، ويقدر المعدل السنوى للتوسع فى اتباع هذه الطريقة بحوالى ١٠٪ من هذه المساحة وفيما يلى ملخص نتائج الدراسات والتجارب التى تمت فى هذا الموضوع :

النتائج الاولية لتجارب الرى بالرش

تعتبر طريقة الرى بالرش من أنسب الطرق لزراعة الأراضى الرملية المسامية إذ يمكن باتباعها تحقيق الآتى :

١ — تقليل نسبة الفاقد بالتسرب العميق من مياه الرى المستعملة :

يتسرب جزء من مياه الغمر خلال مسام التربة تحت تأثير قوى مختلفة أهمها الجاذبية الأرضية والجذب الشعرى ، وقد يفقد جزء من هذه المياه بالتسرب إلى أسفل بعيداً عن منطقة انتشار الجذور ولا يستفيد منه النبات وتزيد نسبة الفاقد بالتسرب العميق فى الأراضى الرملية أو الحصوية بسبب كبر مسامية التربة ، ولهذا فإن هذا النوع من الأراضى يعد أقل الأراضى كفاءة من ناحية احتفاظ التربة بمياه الرى ، وتتوقف نسبة ما يفقد من مياه الرى بالتسرب العميق على :

ا — كمية مياه الرى المعطاة وعدد الريات .

ب — مقدار ما تتشربه التربة من مياه الرى .

ج — درجة جفاف الأرض عند الرى .

د — قدرة التربة على الاحتفاظ بمياه الرى فى منطقة انتشار الجذور .

هـ — وجود طبقات صماء تحت التربة أو وجود مستوى ماء أرضى قريب من السطح .

وعلى هذا فإن ما يتسرب بعيداً عن منطقة الجذور هو مازاد على ما تحتفظ به التربة من مياه الرى فى منطقة انتشار الجذور ويصل متوسط نسبة الفاقد من مياه الرى بالتسرب العميق إلى أكثر من ٧٥٪ من مياه الغمر فى المناطق ذات القوام الرملى أو الحصوى ، وذلك خلال

(جـدول رقم ١)

أشهر النمو	عمق الجذور الفعال سنتيمتر	مقدار مايستهلكه النبات من الرطوبة الأرضية: كسمك مياه بالسنتيمترات	مقدار مايستهلكه النبات من الرطوبة الأرضية: متر مكعب من الفدان	مياه الرى المعطاة فى الرية الواحدة سم	عدد الريات	جملة مايستهلكه النبات من الرطوبة الأرضية بين الريات بالمتر المكعب للفدان	جملة مياه الرى المعطاة بالمتر المكعب للفدان
أكتوبر — نوفمبر	١٥	١٫٣٠	٥٤	١٠	٦	٣٢٤	٢٤٠٠
ديسمبر — ينـاير	٢٥	١٫٩٠	٧٩	١٠	٥	٣٩٥	٢٠٠٠
فـبراير — مارس	٤٥	٢٫٩٠	١٢٢	١٠	٨	٩٧٦	٣٢٠٠
أبريـل — مايـو	٦٠	٣٫٤٠	١٤٢	١٠	٦	٨٥٢	٢٤٠٠
الإجمـــالى						٢٥٤٧	١٠٠٠٠

(٢) Fourth Congress on Irrigation and Drainage, 1960. Transactions, Vol. I. International Commission on Irrigation and Drainage.

سنوات الاستزراع الأربع الأولى — ثم تقل تدريجياً بعد ذلك نتيجة لتحسن التركيب الميكانيكي للتربة باستعمال الأسمدة العضوية واتباع طرق الاستزراع الملائمة .

والجدول رقم (١) يوضح طريقة تقدير نسبة الفاقد بالتسرب العميق فى أرض رملية مزروع بها برسيم مسقاوى .

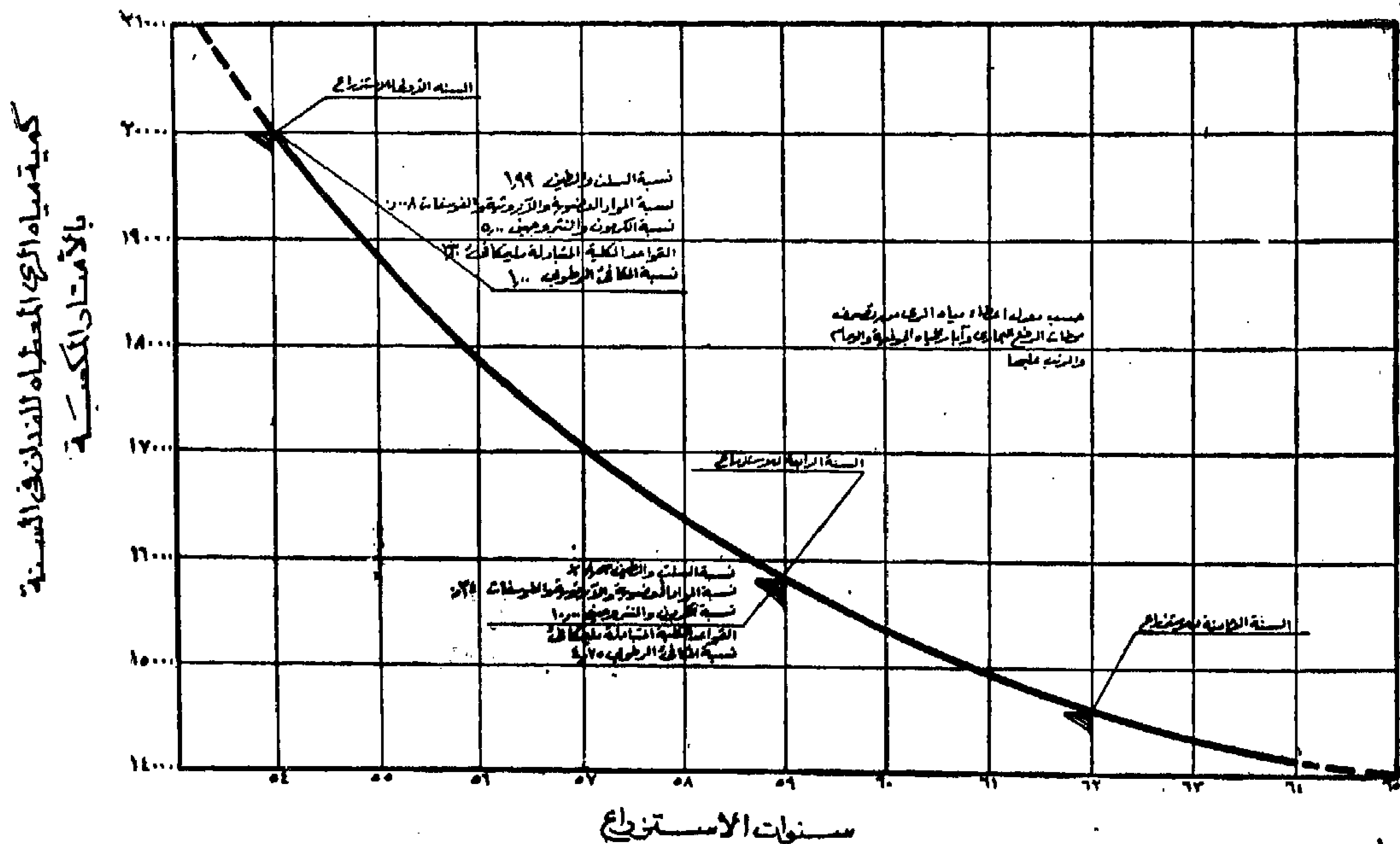
وعلى هذا فإن نسبة الفاقد بالتسرب العميق تعادل ٧٥٪ تقريباً من مياه الرى المعطاة .

والأرقام الواردة بالجدول رقم (١) حسبت على أساس أن الكثافة الظاهرية للتربة الرملية ١٫٦٥ وأن السعة المتيسرة التى يستنفذها النبات بين الريات تعادل ٠٫٦٦ من السعة القابلة للاستنفاذ من الرطوبة الأرضية (Readily Available Moisture) (الفرق بين السعة الحقلية ودرجة الرطوبة الأرضية عند الذبول) وأن السعة القابلة للاستنفاذ فى قطاع التربة الرملية بعمق ١٫٠٠ متر تقدر كما هو وارد بجدول رقم (٢) .

(جـدول رقم ٢)

العمق من سطح الأرض بالسنتيمترات	السعة القابلة للاستنفاذ من الرطوبة الأرضية ونسبة مئوية من وزن التربة الجاف
صفر إلى ٢٥	٧
٢٥ — ٥٠	٥
٥٠ — ٧٥	٤
٧٥ — ١٠٠	٣

وأن مياه الرى التى تعطى فى الرية الواحدة تقدر ب ٤٠٠ متراً مكعباً للفدان أى بسمك مياه حوالى ١٠ سم وهو أقل سمك مياه يمكن إعطاؤه لرى حوشة فى أرض رملية .



شكل ١

وتقل نسبة الفاقد بالتسرب العميق بعد سنوات الاستزراع الأربع الأولى إلى حوالى ٤٥٪ وذلك طبقاً لنتائج التجارب المحلية(٣).

والشكل رقم (١) يبين أثر تغيير التركيب الميكانيكي للتربة الرملية على معدل استهلاك مياه الرى فى أراضى مديرية التحرير ويلاحظ أن معدل استهلاك مياه الرى فى السنة الأولى للاستزراع بلغ أكثر من ٢٠٠٠٠ متراً مكعباً للفدان ثم قل إلى ١٦٠٠٠ متراً مكعباً للفدان فى السنة الرابعة وينتظر أن يبلغ ١٥٠٠٠ متراً مكعباً للفدان فى السنة الثامنة وذلك طبقاً للدورة الزراعية المتبعة والمحاصيل التى تزرع بالمديرية .

ولا يقتصر الضرر من زيادة نسبة الفاقد بالتسرب العميق على ضياع كمية من مياه الرى بل يتسبب عنه ارتفاع فى مستوى الماء الأرضى يتناسب ونسبة الفاقد من مياه الرى .

٢ - تلافى الاضرار الناتجة عن ازالة طبقة التربة السطحية والغنية نسبيا فى الخصوبة عند اجراء عمليات التسوية التى تتطلبها طريقة الرى السطحى :-

لا تحتاج طريقة الرى بالرش إلى أجراء عمليات التقصيب فى حين تتطلب طريقة الرى السطحى تقسيم الأراضى إلى حوش وإجراء عمليات التقصيب داخل كل حوشة بحيث تنقل الأتربة من الأجزاء المرتفعة إلى المواقع المنخفضة وبذلك تزال جزء من الطبقة السطحية من التربة من بعض الأجزاء ، وتغطى بالأتربة المنقولة البعض الآخر ، وتحتاج الأرض فى هذه الحالة إلى فترة طويلة لاستعادة ما فقد من خصوبتها نتيجة لهذه العملية ، ولا يقتصر الضرر من عملية التقصيب على إزالة الطبقة السطحية بل إيجاد حالة عدم تجانس بالنسبة لتسرب مياه الرى فى كل أجزاء الحوشة ، وكما هو معلوم فإن نجاح عملية الرى تتطلب غمر الأرض بعمق متساوى من مياه الرى وأن يكون معدل تسرب هذه المياه متساوياً فى كل أجزاء الحوشة ، حتى تكون منحنيات توزيع الرطوبة الأرضية فى قطاعات التربة متماثلة فى جميع أجزاء الحوشة .

وفى المناطق التى توجد بها طبقة سطحية مفككة بعمق بسيط (يكفى لنمو المحاصيل) ، وتحتها طبقة صلبة (صخرية أو تربة مندمجة صلبة) ، أو يوجد بها مستوى ماء أرضى قريب من سطح الأرض فإن إجراء عمليات التقصيب قد يتسبب عنه عدم إمكان زراعة بعض الأجزاء نتيجة لنقل الأتربة منها إلى الأجزاء المنخفضة وتعتبر طريقة الرى بالرش فى هذه الحالة ملائمة لطوغرافية السطح وطبيعة التربة .

أما إذا كانت طبقة ما تحت التربة المندمجة تتفكك بسرعة إذا ما أضيف إليها الماء ، كما هو الحال فى أراضى القطاع الشمالى لمديرية التحرير فإن طريقة الرى السطحى وما تتطلبها من أعمال التقصيب قد لا يحدث ضرراً للتربة ، ويلزم أجراء عمليات حرث عميق قبل التقصيب .

وفى بعض الأراضى الملحية قد تنشأ عن عمليات التقصيب نقل جزء من الطبقة السطحية المتزهرة بالأملاح من بعض المواقع إلى البعض الآخر مما يتسبب عنه وجود مواضع تزيد فيها نسبة الأملاح ويصعب زراعتها .

٣ - الحصول على وفر محسوس فى كميات الاسمدة والمخصبات المستعملة :

يتسبب عن اتباع طريقة الرى السطحى فى الأراضى الرملية ضياع نسبة كبيرة (قد تصل إلى ٦٠٪) من الأسمدة والمخصبات الكيمائية المستعملة وخاصة الأزوتية منها وحتى فى حالة اتباع طريقة التسميد الاخضر فإن الأسمدة الخضراء بعد خلطها بالتربة تتحلل بسرعة وخاصة فى أيام الصيف عند ارتفاع درجة الحرارة ويتسرب الجزء المفقود مع مياه الرى المتسربة بعيداً عن منطقة انتشار الجذور .

وفى حالة الرى بالرش حيث يمكن التحكم فى كمية مياه الرى المعطاة وتقليل الفاقد بالتسرب العميق إلى أقل مقدار عملى

---

(٣) تقرير تفتيش الدراسات المائية بوزارة الأشغال العمومية عام ١٩٥٩ - دراسة المقننات المائية فى مديرية التحرير .

فيمكن الاستفادة من الأسمدة المستعملة بأكبر نسبة ويرتبط بهذه النقطة موضوع مقاومة النبات للآفات والأمراض النباتية نتيجة لفقد نسبة كبيرة من الأسمدة المستعملة .

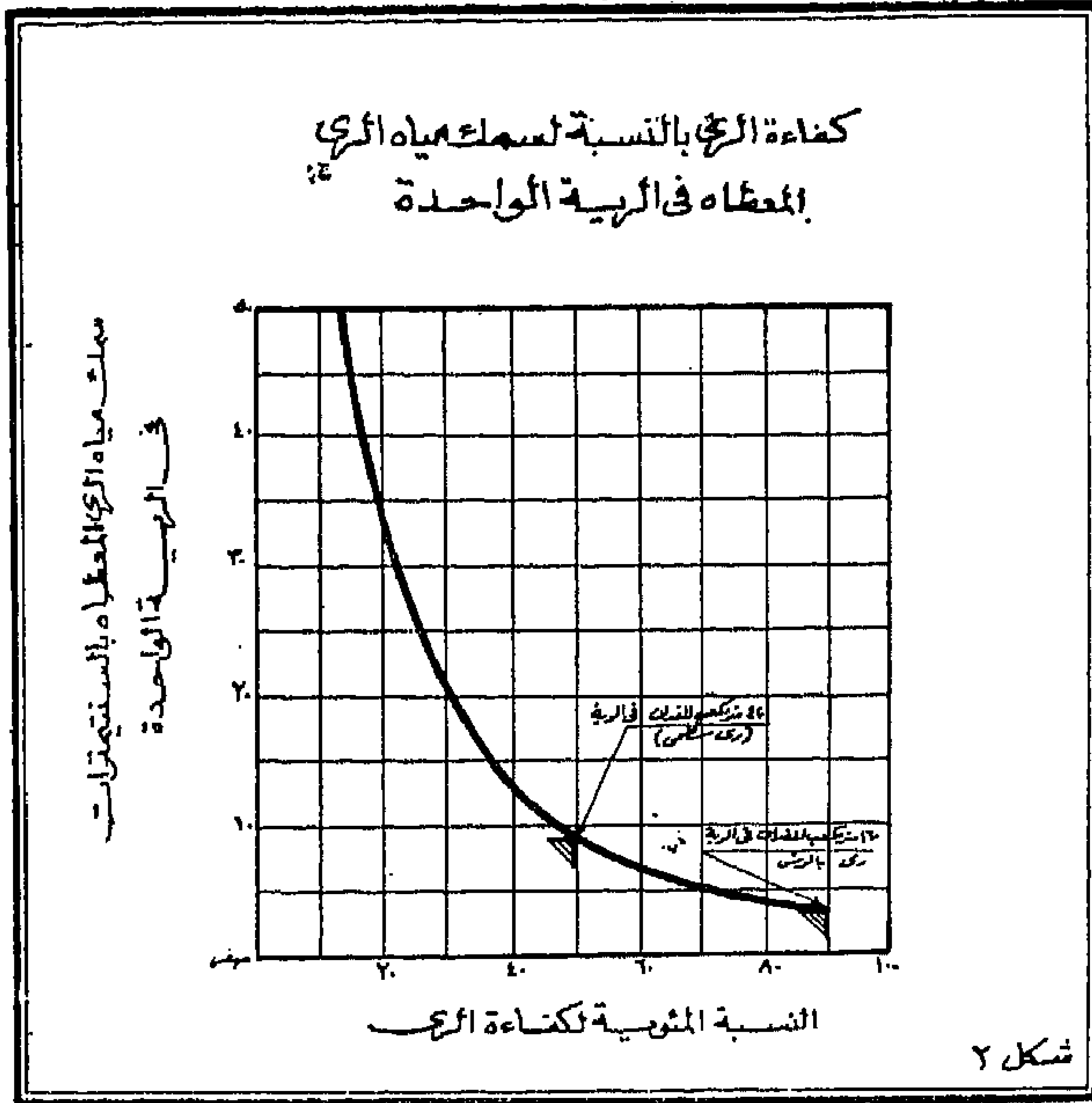
٤ ــ كفاءة الرى الحقلى :

فى الحقول التى تقسم فيها الحوش إلى تراييع صغيرة حيث تروى بطريقة الغمر فإن مياه الرى تغمر رأس الحوشة بعمق يكفى لتسربها إلى ما تحت الجذور بينما لا تغمر الأرض بالعمق الكافى لنمو النبات فى نهاية الحوشة .

وفى الحوش التى تزرع فيها المحاصيل على خطوط ، فإن نسبة الفاقد من مياه الرى تزيد كثيراً فى بداية الخط وخاصة فى بدء موسم نمو النبات حين تكون جذور النبات صغيرة ، ولا يمكن تشبع الجزء السطحى من التربة بعمق الجذور فقط بل يتعين إعطاء سمك معين من مياه الرى حتى يمكن لمياه الرى أن تجرى فى الخط وتصل لنهايته .

وكلما زاد عدد الريات كلما قلت كفاءة الرى وقد أوضح هذا الدكتور محمد أحمد سليم والمهندس عدلى العراقى ، فى البحث المقدم منهما عن المقننات المائية للمحاصيل المقترح زراعتها فى الصحراء الواقعة شرقى قناة السويس(٤).

وتصل كفاءة الرى الحقلى إلى ٨٥٪ فى المحاصيل ذات الاحتياجات المائية القليلة أو المتوسطة والتى يقل معدل استهلاكها لمياه الرى أو تقل عدد رياتها خلال موسم الرى وكلما زاد عدد الريات وزاد استهلاك النبات لمياه الرى كلما قلت كفاءة الرى وذلك فى نفس المنطقة ، وتحت نفس الظروف ، وتصل كفاءة الرى الحقلى فى مناطق الرى السطحى إلى ٦٠٪ للجناين والخضراوات .



شكل ٢

والجدول رقم (٣) يبين متوسط قيمة كفاءة الرى الحقلى لأنواع الأراضى المختلفة بعد سنوات الاستزراع الأربع الأولى .

(جدول رقم ٣)

نوع التربة	كفاءة الرى الحقلى	نسبة الفاقد بالتسرب العميق والصرف السطحى والفاقد من المراوى الحقلية بدرجاتها المختلفة
أراضى رملية	٤٠٪	٦٠٪
أراضى جيرية أو طينية خفيفة	٧٥٪	٢٥٪
أراضى طينية	٧٠٪	٣٠٪

وقد أثبتت التجارب(٥) أنه كلما زاد سمك مياه الرى المعطاة فى الرية الواحدة كلما قلت كفاية الرى الحقلى وذلك كما هو موضح فى الشكل رقم (٢) .

ونظراً لأنه يمكن بطريقة الرى بالرش إعطاء سمك مياه يقل عن سنتيمتر فى الرية الواحدة فى الأراضى الرملية

(٤) Selim, M. A. and El-Oraby, M. A. "An Approach For Water Requirements in the Desert Areas in Egypt". Question 8 R. International Congress on Irrigation and Drainage 1957, Transactions, Vol. III.

(٥) Israelsen, O. W. "Irrigation Principles and Practice", John Wiley and Sond, New York, p. 220.

وأكبر سمك مطلوب إعطاؤه هو ٤ سنتيمترات (أى ١٦٠ متراً مكعباً للفدان) فإن كفاية الرى بالرش لا تقل عن ٨٥٪ فى الأراضى الرملية .

فى الأراضى الطينية والسطحية التى تروى بطريقة الغمر يفقد من مياه الرى حوالى ٢٥٪ بالرى السطحى ونسبة ضئيلة بالتسرب العميق ولهذا فإن مشروعات الصرف الحقلى فى مثل هذه الأراضى تعتبر ضرورية .

٥ ـ تقليل المعدل السنوى لارتفاع مستوى الماء الارضى الناتج عن تسرب جزء كبير من مياه الرى المباشر :

تزيد عدد الريات فى الأراضى الرملية الخشنة أو الحصوية على ثلاث مرات مثيلاتها فى الأراضى الطينية بالدلتا وخاصة فى الأربع سنوات الأولى للاستزراع ، وقد بلغ الارتفاع السنوى لمستوى الماء الأرضى فى بعض مناطق الاستصلاح الرملية التى تروى بطريقة الغمر ، ولا تتمتع بصرف كامل أكثر من ٥٠ سنتيمتراً فى السنة نتيجة لزيادة نسبة الفاقد ، بالتسرب العميق ، ويمكن باتباع طريقة الرى بالرش تلافى إرتفاع — مستوى الماء الأرضى وبالتالى تقليل تكاليف عمليات الصرف .

٦ ـ زيادة معدل التوسع والتغلب على بطء تنفيذ عمليات الاستصلاح :

تتطلب طريقة الرى السطحى إتمام عمليات التقصيب ، وتكوين الجسور وشق الترع وإنشاء وتبطين المساقى بدرجاتها المختلفة وبناء الأعمال الصناعية اللازمة للرى والصرف وملحقاتها وتحتاج هذه الأعمال إلى وقت طويل فى حين يمكن تنفيذ مشروعات الرى بالرش فى وقت يصل إلى ثلث الوقت اللازم لتنفيذ المشروعات اللازمة لطريقة الرى السطحى .

٧ ـ تقليل تكاليف الاستصلاح :

وخاصة فى المناطق التى تزيد فيها مكعبات الأتربة المنقولة فى عمليات التقصيب عن ٧٥٠ متراً مكعباً للفدان .

٨ ـ توفير فى الايدى العاملة اللازمة للرى الحقلى :

يحتاج الفدان الذى يروى بطريقة الرى بالرش إلى ½ عدد العمال اللازمين لرى فدان بطريقة الرى السطحى (تحت ظروف وعوامل متماثلة) .

أولاً ـ اختيار طرق الرى المناسبة فى أراضى الاستصلاح

يلزم عند اختيار طريقة الرى المناسبة فى منطقة زراعية تحديد العوامل الآتية :

ا ـ الاحتياجات المائية لمختلف المحاصيل .

ب ـ معدل إعطاء مياه الرى .

جـ ـ تكاليف الرى السنوية .

وفيما يلى ملخص للطرق المتبعة لتقدير كل من هذه العوامل :

أ ـ الاحتياجات المائية للمحاصيل

يتعين لتقدير كمية مياه الرى المستعملة تحديد العوامل الآتية :

اولا : الدورة الزراعية المقترحة ونسبها :

ثانيا : معدل استهلاك المحاصيل من مياه الرى :

ثالثا : كفاءة الرى :

وتقدير نسبة الفواقد المختلفة (بالتسرب العميق ـ بالتسرب السطحى ـ الفواقد فى المراوى والمساقى بدرجاتها المختلفة) .

رابعا : الفترة بين الريات وعدد الريات :

وفيما يلى ملخص للطرق المتبعة فى تحديد العوامل السابقة :

أولا : الدورات الزراعيـة ونسبهـــا فى الاراضى المستصلحة :

اتفق الخبراء الزراعيون بوزارة الإصلاح الزراعى على اتباع الدورات الزراعية الآتية فى الأراضى المستصلحة ، وفيما يلى ملخص لهذه الدورات طبقاً لما جاء فى المذكرة المرفوعة للجنة الزراعية والرى(*).

١ ــ دورة زراعية مستديمة للاراضى الرملية :

المساحة	شتوى	صيفى
٣٤٪	خضروات	مـــــواح يزرع تحتهـــا فول سـودانى (حتى تصل الموالح إلى درجة نمو كامل)
٢٢٪	قمح وشعير	فول سودانى ولوبيا
٢٢٪	برسيم	طماطم وبطيخ وذرة
٢٢٪	خضروات شتوى	خضروات صيفى

ب ــ أراضى طينية ملحية ولها دورتين :
(١) دورة ثلاثية فى مناطق تصاريح الارز :

السنة الأولى		السنة الثانيـة		السنة الثالثـة	
شتوى	صيفى	شتوى	صيفى	شتوى	صيفى
قمح شعير	أرز	برسيم فول	أرز ذرة	قطن	
برسيم فول	أرز أو ذرة	قطن		قمح شعير	أرز
قطن		قمح شعير	أرز	برسيم فول	أرز أو ذرة

(*) مذكرة مقدمة للجنة الزراعية والرى عن الدورات الزراعية فى الأراضى المستصلحة مكتب السيد وزير الاصلاح الزراعى وإصلاح الأراضى ١٩٦٢

(٢) دورة ثلاثية فى غير مناطق تصاريح الارز :

السنة الأولى		السنة الثانية		السنة الثالثة	
شتوى	صيفى	شتوى	صيفى	شتوى	صيفى
قمح شعير	ذرة	برسيم فول	ذرة خضروات	قطن	
برسيم فول	ذرة خضروات	قطن		قمح شعير	ذرة
قطن		قمح شعير	ذرة	برسيم فول	ذرة خضروات

جـ ـ الاراضى الجيرية :

(١) دورة استزراعية ثم زراعية فى منطقة الوادى الجديد :

السنة الأولى		السنة الثانية		السنة الثالثة	
شتوى	صيفى	شتوى	صيفى	شتوى	صيفى
برسيم حجازى		برسيم حجازى يزرع فوقه بساتين		برسيم حجازى يزرع فوقه بساتين	
قمح وشعير	بقوليات وعباد شمس	بقوليات	ذرة رفيعة وبطاطا	قمح وشعير	سمسم وعباد شمس وفول صويا
بقوليات	ذرة رفيعة وبطاطا	قمح وشعير	فول صويا وعباد شمس وسمسم	بقوليات	ذرة رفيعة وبطاطا

(٢) دورة استزراعية ثم زراعية فى القطاع الشمالى لمديرية التحرير :

السنة الأولى		السنة الثانيـة		السنة الثالثـة	
شتوى	صيفى	شتوى	صيفى	شتوى	صيفى
برسيم	أعلاف خضراء	عنب		عنب	
قمح وفول خضروات	ذرة خضروات	خضروات قمح وبرسيم	خضروات ذرة	قمح وبرسيم خضروات	ذرة خضروات

(٣) دورة زراعية تتبع فى منطقة سيناء :

السنة الأولى		السنة الثانيـة		السنة الثالثـة	
شتوى	صيفى	شتوى	صيفى	شتوى	صيفى
برسيم حجازى		برسيم حجازى		برسيم حجازى	
برسيم وفول يزرع فوقها بساتين	بساتين يزرع تحتها فول سودانى	بساتين يزرع تحتها فول سـودانى وخضروات حسب كمية المياه الفائضة		بساتين يزرع تحتها فول برسيم شتاء وخضروات وفول سـودانى صيفاً حسب كمية المياه الفائضة	
شعير	خضر وخروع	برسيم وفول			

ثانياً - معدل استهلاك المحاصيل من مياه الرى

يتوقف معدل استهلاك مياه الرى للمحاصيل المقترح زراعتها فى أى منطقة على نوع المحصول والعوامل الجوية وخاصة متوسط درجات الحرارة الشهرية والنسبة المئوية الشهرية لساعات النهار إلى جملة ساعات النهار فى السنة ودرجة الرطوبة وسرعة الرياح (ونسبة اليوم النهارى يمكن تحديدها من خطوط الطول والعرض) .

والجدول رقم (٤) يبين المتوسط الشهرى لدرجات الحرارة والنسبة المئوية لطول اليوم النهارى فى السنة فى مناطق أنشاص والحاجر ومديرية التحرير والطريق الصحراوى والواحات الخارجة ومنطقة شرق القنال وصحراء الصالحية وهى المناطق المقترح استعمال طريقة الرى بالرش فى بعض أجزائها .

(جدول رقم ٤)

شهر	أنشاص (الجبل الأصفر) متوسط درجة الحرارة م°	أنشاص (الجبل الأصفر) ٪ لساعات النهار فى السنة	المناجر (القناطر الخيرية) متوسط درجة الحرارة م°	المناجر (القناطر الخيرية) ٪ لساعات النهار فى السنة	الواحات الخارجة متوسط درجة الحرارة م°	الواحات الخارجة ٪ لساعات النهار فى السنة	الطريق الصحراوى ومديرية التحرير متوسط درجة الحرارة م°	الطريق الصحراوى ومديرية التحرير ٪ لساعات النهار فى السنة	شرق قنال السويس وصحراء الصالحية متوسط درجة الحرارة م°	شرق قنال السويس وصحراء الصالحية ٪ لساعات النهار فى السنة
ينـاير	١٣٫٣	٧٫٣١	١٣٫٠	٧٫٣١	١٣٫٤	٧٫٤٩	١٤٫٤	٧٫٣١	١٣٫٤	٧٫٢٧
فبراير	١٣٫٦	٧٫٢٨	١٣٫١	٧٫٢٨	١٣٫٤	٧٫١٢	١٥٫٧	٨٫٢٨	١٤٫٤	٧٫٠١
مارس	١٧٫٠	٨٫٣٩	١٥٫٠	٨٫٣٩	١٧٫٥	٨٫٤٠	١١٫٤	٨٫٣٩	١٦٫٩	٨٫٣٨
أبريل	٢٠٫٠	٨٫٧٨	١٨٫٧	٨٫٧٨	٢٣٫٤	٨٫٦٤	٢٢٫٢	٨٫٧٨	٢٠٫١	٨٫٧٣
مايو	٢٥٫١	٩٫١٥	٢٤٫٢	٩٫١٥	٢٨٫٨	٩٫٣٨	٢٥٫٣	٩٫١٥	٢٤٫٢	٩٫٥٥
يونيو	٢٦٫٣	٩٫٥٠	٢٦٫٠	٩٫٥٠	٣٠٫٣	٩٫٣٠	٢٧٫٦	٩٫٥٠	٢٦٫٨	٩٫٥٢
يوليو	٢٨٫١	٩٫٦٤	٢٧٫٩	٩٫٦٤	٣١٫٥	٩٫٤٩	٢٨٫٥	٩٫٦٤	٢٨٫١	٩٫٧٠
أغسطس	٢٩٫١	٩٫٢٣	٢٨٫٠	٩٫٢٣	٣٢٫٢	٩٫١٠	٢٩٫٣	٩٫٢٣	٢٨٫١	٩٫٢٤
سبتمبر	٢٦٫٥	٨٫٣٥	٢٦٫٠	٨٫٣٥	٢٩٫٨	٨٫٣١	٢٩٫٥	٨٫٣٥	٢٦٫٤	٨٫٣٤
أكتوبر	٢٢٫٨	٨٫٠	٢٢٫٤	٨٫٠	٢٥٫١	٨٫٠٦	٢٣٫٨	٨٫٠	٢٣٫٧	٧٫٩٧
نوفمبر	١٩٫٦	٧٫٢١	١٩٫٩	٧٫٢١	٢٠٫٤	٧٫٣٦	—	٧٫٢١	١٩٫٧	٧٫١٧
ديسمبر	١٤٫٠	٧٫١٦	١٤٫٦	٧٫١٦	١٣٫٩	٧٫٣٥	—	٧٫١٦	١٥٫٠	٧٫١٢

ويقدر معدل الاستهلاك الشهرى للمحاصيل المختلفة من مياه الرى باتباع المعادلات الاشتقاقية ومنها معادلة بلانى كريدل[٧] (Blaney — Criddle Formula) وتوضح هذه المعادلة العلاقة بين معامل الاستهلاك ودرجة الحرارة وطول اليوم النهارى وذلك على الوضع الآتى وبعد تعديلها بالطريقة المترية :

$$m = 1.8\ kp\ (t + 18) \qquad (١)$$

وفيما يلى ما يدل عليه كل رمز من الرموز الواردة بالمعادلة (١) :

m = معدل استهلاك النبات لمياه الرى فى الشهر متر مكعب للفدان .

k = معامل بلانى لاستهلاك المحصول من مياه الرى .

p = النسبة المئوية لمجموع ساعات النهار فى الشهر إلى جملة ساعات النهار فى السنة .

t = متوسط درجات الحرارة الشهرية (سنتجراد) .

وقد اعتبر بلانى أن قيم معامل الاستهلاك K ثابتة خلال موسم النمو ولم يبين قيم هذا المعامل لبعض المحاصيل كالفول السودانى والبرسيم والعنب .

(٧) Blaney, H. F. "Consumptive Use of Water". Transaction American Society of Civil Engineers, Vol. 117, October 1952.

(جدول رقم ٥)

المحصول	شهر أقصى استهلاك من مياه الرى	القيمة المتوسطة لمعامل الاستهلاك المقترح فى معادلة بليني كريدل	أكبر معدل لإستهلاك مياه الرى متر مكعب للفدان فى الشهر
البرسيم الحجازى	يوليو	٠٫٨٥	١٠٠٠
الجناين (موالح)	«	٠٫٦٥	٨٠٠
الجناين (عنب)	«	٠٫٥٠	٦٥٠
القطن	«	٠٫٧٠	٨٥٠
الذرة	سبتمبر	٠٫٩٠	٧٥٠
البرسيم المسقاوى	أبريل	٠٫٧٥	٧٠٠
القمح	مارس	٠٫٥٠	٣٥٠
الشعير	«	٠٫٥٠	٣٥٠
بقوليات (فول)	«	٠٫٧٥	٥٠٠
خضروات شتوية	ديسمبر	٠٫٦٠	٣٥٠
« صيفية مبكرة	أبريل	٠٫٦٠	٣٥٠
« « ونيلية	يوليو	٠٫٦٠	٧٥٠
طماطم	«	٠٫٧٥	٨٥٠
بطاطس	أبريل	٠٫٧٥	٧٠٠
الأرز	أغسطس	١٫٢٥	١٢٥٠
بنجر السكر	يوليو	٠٫٧٥	٩٠٠
الفول السودانى	اغسطس	٠٫٧٠	٧٠٠

وحتى يمكن تقدير معدلات الاستهلاك للمحاصيل الرئيسية فى الجمهورية العربية المتحدة ، فقد فرضت قيم مناسبة للمعامل K للمحاصيل التى لم يذكرها بلانى واعتبرت قيمة معامل الاستهلاك فى شهر أقصى استهلاك تعادل ١٫٢٥ من قيمة معامل الاستهلاك خلال موسم الرى .

والجدول (٥) يبين معدل استهلاك المحاصيل المختلفة لمياه الرى وذلك بالتعويض فى المعادلة رقم (١) .

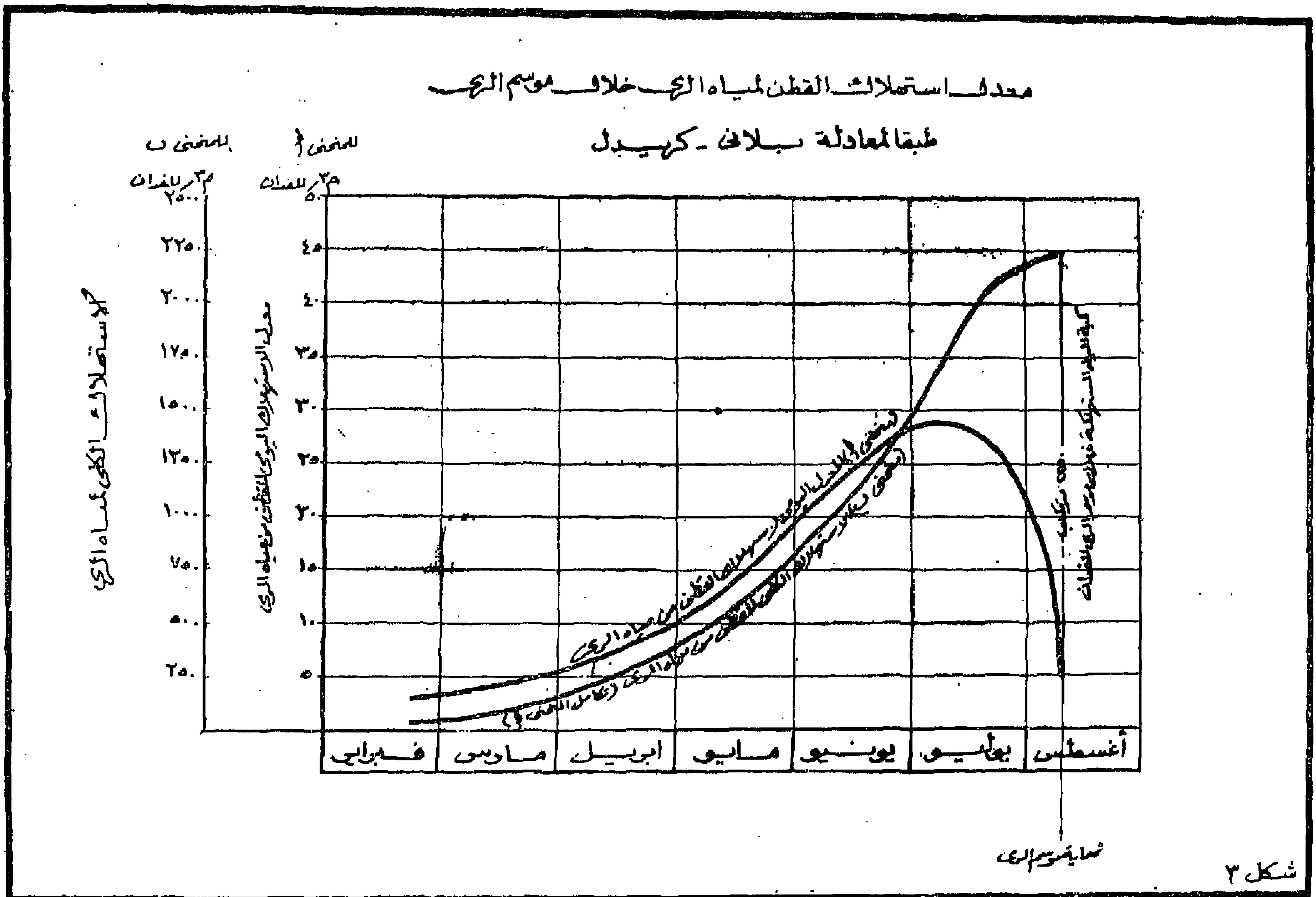
وهذه المعدلات حسبت على أساس أن النسبة بين معامل الإستهلاك الأقصى (خلال شهر أقصى استهلاك لمياه الرى) ومتوسط معامل الاستهلاك Kl هى ١٫٢٥ .

وهذه المعدلات تمثل متوسط القيم التقديرية فى الأراضى الصحراوية الواقعة شرق وغربى الدلتا ويلزم زيادتها تبعاً لتغير قيمة p.t فى كل منطقة .

ويمكن تقدير استهلاك المحاصيل من مياه الرى خلال موسم الرى باستعمال المعادلة الآتية :

$$M = \Sigma \, m \, . \, i \qquad (٢)$$

وهى تمثل تكامل المعادلة (بالنسبة للزمن خلال موسم الرى) رقم (١) وتدل الرموز الواردة فى المعادلة (٢) على:



شكل ٣

M = مقدار ما يستهلكه النبات من مياه الري خلال موسم الري .

i = الوقت بالأشهر (خلال موسم الري)

وبالتعويض فى المعادلة (٢) بقيمة m من المعادلة (١) ، فإن جملة ما يستهلكه المحصول من مياه الري خلال موسم الزراعة يقدر كالآتى :

$$M = \Sigma\, 1.8\, kp\, (t + 18)\, i \qquad (٣)$$

والجدول رقم (٦) (الموضح فى الدماجرامات) يبين استهلاك المحاصيل الرئيسية لمياه الري خلال موسم الري فى منطقة صحراء الصالحية وسهـل جنوبى بورسعيد صيف للدورات الزراعية المقترحة .

ويمكن باتباع معادلة بلانى كريدل تقدير معدل الاستهلاك اليومى وكذلك حساب الإستهلاك الكلى لمياه الري خلال موسم نمو المحصول والشكل (٣) يوضح العلاقة بين معدل الاستهلاك اليومى وكذلك الاستهلاك الكلى (تكامل معدل استهلاك اليوم) لمحصول القطن سنوياً لمنطقة تقع فى وسط الدلتا .

طرق أخرى لتقدير الاحتياجات المائية فى المناطق الزراعية

بالإضافة إلى طريقة بليني كريدل السابق شرحها واستعمالها فى تقدير الإحتياجات المائية فهناك طرق أخرى[٨] مستنتجة من التجارب العملية وأخرى تعتمد على التحليل النظرى بالنسبة للعمليات الطبيعية التى تتم عند تحويل الطاقات المختلفة بعد إعطاء مياه الري (بين مياه الري والتربة وبين الرطوبة الأرضية وجذور النبات ، وبين مياه الري والنبات والجاو المحيط بهما) :

Transfer of Energies involved and Mechanics of EVAPO-TRANSPIRATION

(٨) Criddle, W. "Methods of Computing Consumptive Use of Water", Journal of the Irrigation and Drainage Division, January 1958.

وأهم الطرق الإفتراضية (Emperical Methods) بالإضافة إلى طريقة بليني كريدل — طريقة لوري وجونسن وطريقة ثورنويت وطريقة هيرجريفز .

وفيما يلي ملخص للاسس التي بنيت عليها هذه الطرق :

طريقة لوري جونسن :

تفترض علاقة بسيطة (Linear) بين الحرارة الفعالة أو الطاقة الحرارية (Effective Heat) ويمثلها مجموع أقصى درجات الحرارة اليومية خلال موسم نمو النبات ومعدل الاستهلاك وتهدف هذه الطريقة إلى إيجاد معدل الإستهلاك لمنطقة معينة بصرف النظر عن نوع المحاصيل .

وقام جودريخ (Goodrich) [٩] بدراسة على هــذا الأساس وتوصل إلى إيجاد علاقة بين متوسط درجات الحرارة في السنة وكمية المياه المستهلكة في منطقة معينة بصرف النظر عن نوع المحصول .

طريقة ثورنويت :

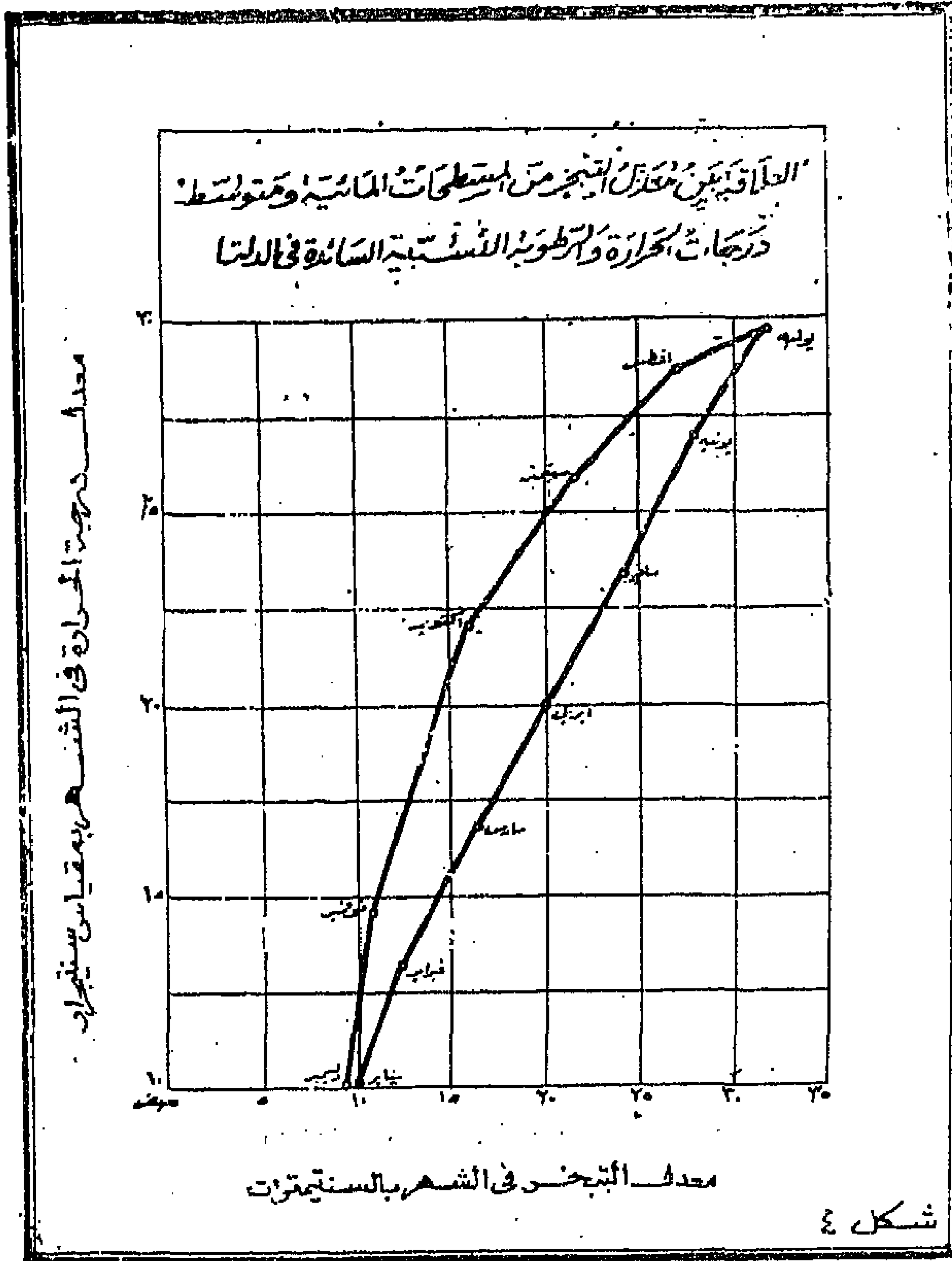
تفرض علاقة أسيه (Exponential) بين متوسطات درجات الحرارة الشهرية ومتوسط الاستهلاك الشهري من مياه الري بصرف النظر عن نوع المحصول .

طريقة هيرجريفز :

وقد بنيت على أساس للفروض الآتية :

١ — إن عملية التبخر والنتح هي عملية طبيعية يمكن حسابها .

٢ — هناك علاقة بين التبخر واستهلاك المحاصيل لمياه الري ويتوقف التبخر على متوسط درجات الحرارة الشهرية ومتوسط درجات الرطوبة النسبية عند الظهر وطول اليوم النهاري .



شكل ٤

ويمكن حساب قيمة هذه المعاملات من خطوط العرض ونتائج محطات الأرصاد — الجوية .

ويلاحظ أن إتباع هذه الطرق يعطى نتائج تقل عن التقديرات المحسوبة باتباع طريقة بليني كريدل ، في بعض المحاصيل ويزيد عنها في البعض الآخر عدا الفرق بين القيمة الحيوية بالطريقتين لا يجاوز ١٠٪ :

فمثلا لتقدير معدلات استهلاك مياه الري لمختلف المحاصيل بإتباع طريقة هيرجريفز يلزم تقدير المعاملات (c) ، (d) ، (t) في المعادلة رقم (٤) .

$$e = 4.6\ c.d.t \qquad (٤)$$

حيث (e) يمثل معدل التبخر في الشهر بالسنتيمترات .

حيث (c) معامل يتوقف على متوسط درجة الرطوبة النسبية الشهرية مقاسة عند الظهر وتحتسب من الجدول (٧)

حيث (p) معامل يتوقف على طول اليوم النهاري في الشهر ويحسب من الجدول رقم (٨) .

---

(٩) Goodrich, R. D. "Methods of Computing Consumptive Use of Water in Irrigation", Journal of the Irrigation and Drainage Division, May 1957.

حيث t متوسط درجات الحرارة الشهرية بالسنتيجراد .

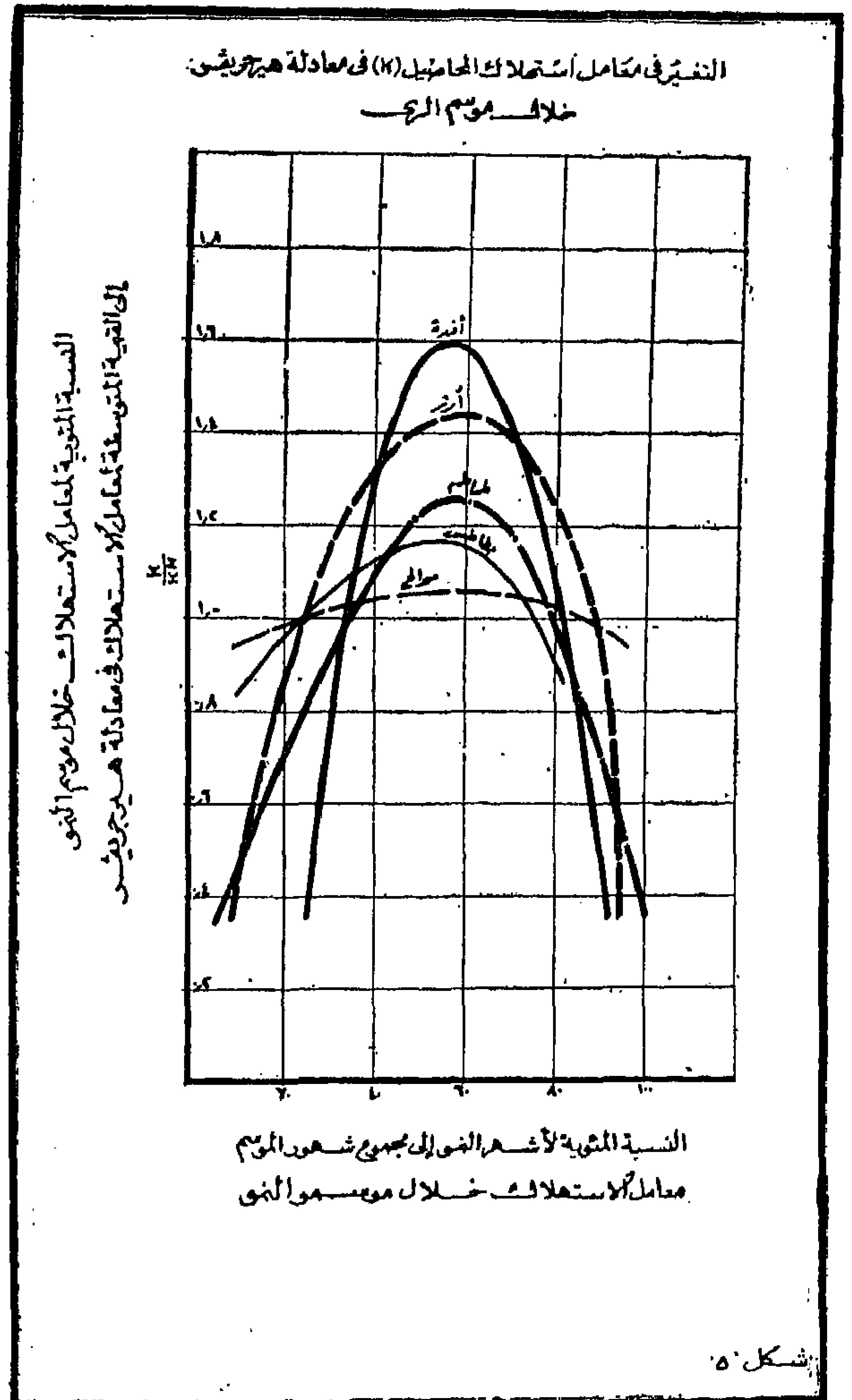
والشكل رقم (٤) يبين العلاقة بين معدل التبخر من المسطحات المائية ومتوسط درجات الحرارة والرطوبة النسبية السائدة فى الدلتا .

ومعدل الاستهلاك الشهرى يحسب من المعادلة رقم (٥) .

$$m = 180\ K\ cdt \qquad (٥)$$

حيث m = معدل الاستهلاك الشهرى للمحصول من مياه الرى بالأمتار المكعبة للفدان .

و K = معامل هيرجريفز لاستهلاك المحصول من مياه الرى .



شكل ٥

ولم يعتبر هيرجريفز أن قيمة معامل الاستهلاك ثابتة ، اعتبر (ذلك ثلاثى) بل اعتبر أن قيمة (K) تتغير خلال موسم النمو .

والشكل (٥) من التغير فى قيمة معامل هيرجو لاستهلاك المحصول خلال موسم النمو .

والجدول رقم (٩) قيمة المعامل k فى المعادلة هيرجريفز فى أقصى شهور الاستهلاك . وذلك بعد فرض قيمة مناسبة للمحصول لم يوضح هيرجريفز قيمة معاملتها .

(جدول رقم ٧)

يبين قيمة المعامل (c) فى معادلة (Hargreaves)

متوسط درجات الرطوبة النسبية فى الشهر عند الظهر	قيمة المعامل (C)
١٠ ٪	٠٫٣٧
٢٠ ٪	٠٫٣٢
٣٠ ٪	٠٫٢٨
٤٠ ٪	٠٫٢٥
٥٠ ٪	٠٫٢١
٦٠ ٪	٠٫١٧
٧٠ ٪	٠٫١٣
٨٠ ٪	٠٫٠٩
٩٠ ٪	٠٫٠٥
١٠٠ ٪	٠٫٠٢

(جـدول رقم ٨)

قيمة المعامل (d) فى معادلة هيرجريفز (Hargreaves)

خط العرض شمال خط الاستواء بالدرجات	يناير	فبراير	مارس	أبريل	مايو	يونيو	يوليو	أغسطس	سبتمبر	أكتوبر	نوفمبر	ديسمبر
٢٠	٠ر٩٣	٠ر٨٧	١ر٠١	١ر٠٢	١ر١	١ر٠٨	١ر١١	١ر٠٨	٠ر٩٩	٠ر٩٨	٠ر٩١	٠ر٩٢
٢٥	٠ر٩١	٠ر٨٦	١ر٠١	١ر٠٣	١ر١٢	١ر١١	١ر١٣	١ر٠٩	١ر٠٠	٠ر٩٧	٠ر٨٩	٠ر٨٩
٣٠	٠ر٨٨	٠ر٨٤	١ر٠٠	١ر٠٥	١ر١٤	١ر١٤	١ر١٦	١ر١١	١ر٠٠	٠ر٩٦	٠ر٨٦	٠ر٨٦
٣٥	٠ر٨٥	٠ر٨٣	١ر٠٠	١ر٠٦	١ر١٧	١ر١٧	١ر١٩	١ر١٢	١ر٠٠	٠ر٩٤	٠ر٨٤	٠ر٨٢

(جـدول رقم ٩)

المحصول	شهر أقصى استهلاك من مياه الرى	معامل الاستهلاك الأقصى فى معادلة هيرجريفز	أكبر معدل لإستهلاك مياه الرى مترمكعب للفدان فى الشهر
البرسيم الحجازى	يوليو	٠ر٧٥	٨٥٠
الجناين (موالح)	أغسطس	٠ر٦٥	٧٠٠
الجناين (عنب)	»	٠ر٣٥	٤٠٠
القطن	يوليو	٠ر٦٥	٧٠٠
الذرة	أغسطس	٠ر٤٥	٥٠٠
البرسيم المسقاوى	أبريل	٠ر٧٥	٦٠٠
القمح	مارس	٠ر٤٠	٢٥٠
الشعير	»	٠ر٤٠	٢٥٠
بقوليات (شتوية)	»	٠ر٧٥	٧٠٠
خضروات (صيفى)	يوليو	٠ر٦٦	٦٠٠
طماطم	»	٠ر٧٠	٨٠٠
بطاطس	أبريل	٠ر٧٠	٥٥٠
الأرز	أغسطس	١ر٤٠	١٣٠٠
بنجر السكر	يوليو	٠ر٨٥	٩٠٠
فول سودانى	أغسطس	٠ر٦٠	٧٠٠

ويلاحظ أن كميات المياه المستهلكة لمختلف المحاصيل فى شهور أقصى استهلاك تقل بحوالى ١٠٪ من التقديرات المحسوبة بطريقة بلينى كريدل نظراً لأن طريقة هيرجريفز تدخل الرطوبة النسبية عند تقدير معدلات الاستهلاك وبالاضافة إلى متوسط درجات الحرارة وطول اليوم النهارى .

الاحتياجات المائية التقديرية للمحاصيل الرئيسية

طبقا للدورة الزراعية المستديمة في الأراضي الرملية

الموسم	النسبة المئوية للزراعة	المحصول	يناير	فبراير	مارس	ابريل	مايو	يونيو	يوليو	أغسطس	سبتمبر	أكتوبر	نوفمبر	ديسمبر	الاحتياجات المائية للمحصول م٣ للفدان
شتوي	٢٢	قمح وشعير		٢٠٠	٢٥٠	٧٥							٢٥٠	٢٢٥	١٢٠٠
	٢٢	برسيم		٣٦٠	٤٢٠	٧٠٠	٧٢٠					٤٥٠	٤٤٠	٤١٠	٣٠٠٠
مستديم	٣٤	جناين		٢٠٠	٢٩٠	٣٣٠	٤٨٠	٥١٠	٦٣٠	٨٠٠	٦٠٠	٥٠٠	٣١٠	٢٣٠	٥٠٠٠
طول السنة	٢٢	خضراوات		٢٤٠	٣٤٠	٣٥٠	٥٤٠	٤٥٠	٤٢٠	٦٠٠	٣٨٠	٣٠٠	٣٥٠	٢٥٠	٤٥٠٠
صيفي	٢٢	أذرة						١٧٠	٦٠٠	٧٥٠	٣٢٠	١٦٠			٢٠٠٠
	٢٢	فول سوداني				٢٩٠	٥٠٠	٥٤٠	٥٨٠	٦٥٠	١٦٠				٢٧٥٠
كمية المياه اللازمة للفدان طبقا للدورة الزراعية في أشهر السنة				٢٧٠	٣٥٠	٤١٠	٤٤٠	٤٦٠	٥٧٥	٧٢٠	٤٠٠	٣٧٠	٣٣٠	٢٨٠	

الاحتياجات المائية السنوية للمحاصيل طبقا للدورة الزراعية = ٤٦٠٠ متر مكعب للفدان

وباعتبار أن كفاءة الري بالرش ٨٥ ٪ فإن الاحتياجات المائية للري الحقلي = ٥٥٠٠ متر مكعب في السنة

جدول رقم ١٤

الاحتياجات المائية التقديرية للمحاصيل الرئيسية

طبقاً للدورة الزراعية المستديمة في الأراضي الطميية

الموسم	النسبة التركيبية	المحصول	يناير	فبراير	مارس	ابريل	مايو	يونيو	يوليو	أغسطس	سبتمبر	أكتوبر	نوفمبر	ديسمبر	الاحتياجات المائية للمحصول خلال موسم النمو م٣ للفدان
شتوى	٢٢	قمح وفول		٣٠٠	٣٥٠	٧٥							٢٥٠	٢٢٠	١٢٠٠
	٢٢	برسيم		٣٦٠	٤٢٠	٧٠٠	٢٢٠					٤٥٠	٤٤٠	٤١٠	٣٠٠٠
[illegible]	٢٤	بساتين عنب		٢٠٠	٢٣٠	٢٧٠	٣٢٠	٣٤٠	٣٧٠	٤٣٠	٣٠٠	٢٧٠	٢٢٠	٢٠٠	٣١٥٠
صيفى	٢٢	خضراوات		٢٤٠	٢٦٠	٣٥٠	٥٤٠	٤٥٠	٦٠٠	٣٨٠	٢٥٠	٣٠٠	٣٥٠	٢٥٠	٤٥٠٠
	٤٤	أذرة						٦٣٠ طور شراقي	٦٠٠	٧٥٠	٣٢٠	١٦٠			٢٤٦٠
كمية المياه اللازمة للفدان طبقاً للدورة الزراعية فى أشهر السنة				١٩٠	٣١٠	٣٧٠	٢٨٠	٤٩٠	٥١٠	٥٥	٣٠٠	٣٢٠	٢٥٠	١٩٠	

الاحتياجات المائية السنوية للمحاصيل طبقاً للدورة الزراعية = ٣٧٥٠ متر مكعب للفدان

وباعتبار أن كفاءة الرى ٧٥٪ فإن الاحتياجات المائية للرى الحقلى = ٥٠٠٠ متر مكعب فى السنة

جدول رقم ٤ ب

الاحتياجات المائية التقديرية للمحاصيل الرئيسية

طبقا للدورة الزراعية فى الأراضى الطينية " فى مناطق زراعة الأرز "

الموسم	رقم الجو	المحصول	يناير	فبراير	مارس	ابريل	مايو	يونيو	يوليو	أغسطس	سبتمبر	أكتوبر	نوفمبر	ديسمبر	الاحتياجات الكلية للمحصول خلال موسم النمو م٣ للفدان
شتوى	٣٣	قمح وشعير		٣٠٠	٢٥٠	٧٥							٢٥٠	٢٢٥	١٢٠٠
	٣٤	برسيم تحريش										٤٥٠	٤٤٠	٤١٠	١٣٠٠
	٣٣	برسيم وفول		٣٦٠	٤٢٠	٧٠٠	٢٣٠					٤٥٠	٤٤٠	٤١٠	٣٠٠٠
صيفى	٣٤	قطن			٣٥٠	٣٨٠	٤٨٠	٥٠٠	٧٥	٥٤٠					٣٠٠٠
	٣٣	أرز					٩٤٠	١٠٠٠	١٠٩٠	١٢٥٠	٥٩٠				٤٧٧٠
	٣٣	أذرة						٦٣٠ طمى شراقى	٦٠٠	٧٥٠	٣٢٠	١٦٠			٢٤٦٠
كمية المياه اللازمة للفدان طبقا للدورة الزراعية فى أشهر السنة				٣٢٠	٣٧٥	٤٠٠	٥٦٠	٧٠٠	٨١٠	٨٣٠	٣٠٠	٣٥٠	٣٧٠	٣٤٠	

الاحتياجات المائية السنوية للمحاصيل طبقا للدورة الزراعية = ٥٢٥٠ متر مكعب للفدان

وباعتبار أن كفاءة الرى ٧٥ ٪ فإن الاحتياجات المائية السنوية للرى الحقلى تقدر ب ٧٠٠٠ متر مكعب فى السنة

جدول رقم ٤ ج

الاحتياجات المائية التقديرية للمحاصيل الرئيسية

طبقا للدورة الزراعية في الأراضي الطينية " في غير مناطق تصاريح الأرز "

الموسم	النسبة المئوية ٪	المحصول	يناير	فبراير	مارس	ابريل	مايو	يونيو	يوليو	اغسطس	سبتمبر	أكتوبر	نوفمبر	ديسمبر	الاحتياجات المائية للمحصول طوال موسم النمو م٣ للفدان
شتوي	٣٣	قمح وشعير		٣٠٠	٣٥٠	٧٥							٢٥٠	٢٢٥	١٢٠٠
شتوي	٣٤	برسيم تحريش										٤٥٠	٤٤٠	٤١٠	١٣٠٠
شتوي	٢٢	برسيم		٣٦٠	٤٢٠	٧٠٠	٦٢٠					٤٥٠	٤٤٠	٤١٠	٣٠٠٠
شتوي	١١	فول		٣٠٠	٥٠							١٠٠	٣	٣٠٠	١٥٠٠
	١١	خضراوات		٢٤٠	٣٤٠	٢٥٠	٥٤٠	٤٥٠	٤٢٠	٦٠٠	٣٨٠	٣٠٠	٣٥٠	٢٥٠	٤٥٠٠
صيفي	٣٤	قطن			٣٥٠	٣٨٠	٤٨٠	٥٠٠	٧٥٠	٥٤٠					٣٠٠٠
صيفي	٥٥	أذرة						٦٣٠ طعق شراقي	٦٠٠	٧٥٠	٣٢٠				٢٤٦٠
كمية المياه اللازمة للفدان طبقا للدورة الزراعية في أشهر السنة				٢٤٠	٤٣٠	٣٢٠	٢٨٠	٤٦٠	٦٣٠	٦٤٠	٢١٠	٢٩٠	٣٩٠	٣٦٠	

الاحتياجات المائية السنوية للمواصل طبقا للدورة الزراعية = ٤٢٥٠ متر مكعب للفدان

وباعتبار أن كفاءة الري ٧٥ ٪ فإن الاحتياجات المائية للري الحقلي = ٥٧٠٠ متر مكعب في السنة

جدول رقم ٤٤

ثالثاً - كفاءة الرى

يلزم عند تقدير كمية مياه الرى المعطاه تحديد الكفاءة للعناصر الآتية :

ا - كفاءة اعطاء مياه الرى :

تقصد بها النسبة المئوية لمقدار الرطوبة الموجودة فى منطقة انتشار الجذور إلى كمية مياه الرى المعطاه فى الرية الواحدة .

جـ ا = (مقدار الرطوبة الموجودة فى منطقة انتشار الجذور ÷ كمية مياه الرى المعطاة فى الرية) × ١٠٠

وهذه الكفاءة تتغير خلال موسم الرى نظراً لزيادة العمق الجذرى الفعال فى نهاية الموسم عنه فى بدايته .

وفى حالة الرى السطحى حيث يتعين ألا يقل سمك مياه الرى عن ٧٫٥ سنتيمترات فى الرية الواحدة أى (٣٠٠ متر مكعب للفدان) فى الأراضى الطينية الرملية أو الجيرية ، فإن كفاءة مياه الرى تقل كثيراً فى الأشهر الأولى لموسم الرى فيها فى فترة أقصى استهلاك لمياه الرى .

ب - كفاءة الخزان الرطوبى الارضى :

ويقصد بها النسبة المئوية لمقدار الرطوبة الموجودة فى منطقة انتشار الجذور إلى مقدار الرطوبة التى يمكن اختزانها فى هذه المنطقة .

جـ ب = (مقدار الرطوبة الموجودة فى الأرض فى منطقة انتشار الجذور Stored ÷ مقدار رطوبة الأرض التى يمكن اختزانها فى منطقة انتشار الجذور Strable) × ١٠٠

ومن المعلوم أن سعة الخزان الرطوبى الأرضى أكبر مما تحتفظ به التربة من مياه الرى .

جـ - كفاءة استهلاك المحاصيل لمياه الرى :

ويقصد بها النسبة المئوية لما يستهلكه النبات إلى كمية مياه الرى المعطاة .

جـ جـ = (ما يستهلكه النبات من مياه الرى ÷ كمية مياه الرى المعطاة للأرض) × ١٠٠

تستعمل كفاءة الاستهلاك للمحاصيل عند تقدير الاحتياجات ومقننات الرى :

ومقدار ما يستهلكه النبات من مياه الرى يعادل الفرق بين كمية مياه الرى المعطاة مخصوماً منها ما يقصد بالصرف الطمى وما يفقد فى باطن التربة بعيداً عن منطقة انتشار جذور النبات .

د - كفاءة اعطاء مياه الرى بالرش :

ويقصد بها التغيير عن مدى انتظام توزيع مياه الرى من الرشاشات ويعبر عنها كنسبة مئوية لسمك مياه الرى فى الربع الخارجى من مدى الرشاش إلى متوسط سمك مياه الرى المعطاة من الرشاشات .

جـ د = (متوسط سمك مياه الرى فى الربع الخارجى من المدى ÷ متوسط سمك مياه الرى المعطاة) × ١٠٠

أو جـ د = (أقل سمك لمياه الرى بالرش ÷ متوسط سمك مياه الرى المعطاة) × ١٠٠

ويلاحظ أنه كلما ازداد مدى الرشاش وتباعد المساحة بين الرشاشات كلما قلت كفاءة الرى بالرش — وبهذا يفضل الرشاشات التى لا تزيد مقدار الضاغط عند الفونية على ثلاث ضغوط جوية ولا يزيد قطر دائرة الرى بالرشاش على ٣٠ متراً وأن توضع الرشاشات على مساحات لا تزيد على (٠٫٨٠ × قطر دائرة الرش) حتى يمكن الوصول إلى معامل معدل أرقام توزيع مياه الأرض لا يقل عن ٠٫٨٥ .

العلاقة بين كفاءة الرى و الوقت المناسب لاعطاء مياه الرى اثناء موسم النمو :

يلزم معرفة مقدار الرطوبة الأرضية التى يجب أن تستفيد من منطقة انتشار الجذور بين كل رية والرية التالية والوقت

الاقتصادى المناسب لاعطاء مياه الرى عند استنفاذ هذه الرطوبة الأرضية وقد أوضحت نتائج الأبحاث والدراسات أن النسبة الاقتصادية لمقدار ما يستنفذه النبات من الرطوبة الأرضية بين الريات (السعة المتغيرة) لمقدار الرطوبة الأرضية القابلة للاستبعاد تتراوح من ٦٠٪ إلى ٧٥٪ وتتوقف هذه النسبة على عوامل عدة أهمها :

١ — نوع المحصول .
٢ — نوع التربة .
٣ — العوامل الجوية .
٤ — خواص الكيمائية والطريقة لمياه الرى المستعملة .
٥ — مدى توافر مياه الرى .

يتضح من كل ما تقدم أن الكفاءة الإجمالية للرى يمكن تقديرها بعد تحديد الكفاءات المختلفة للعوامل والعمليات السابق ذكرها والجدول الآتى يبين كفاءة الرى بالرش بطريقة إعطاء مياه الرى .

طريقة اعطاء مياه الرى	الكفاءة الاجمالية
١ — كمية ثابتة فى كل رية وفى فترات ثابتة	من ٣٠ إلى ٤٥٪
٢ — كمية متغيرة فى كل رية وفى فترات ثابتة	من ٤٥ إلى ٦٥٪
٣ — كمية ثابتة فى كل رية وفى فترات متغيرة	من ٦٥ إلى ٧٥٪
٤ — كمية متغيرة فى كل رية فى فترات متغيرة	من ٧٥ إلى ٨٥٪
٥ — كمية متغيرة تتوقف على احتياجات الريات وفى فترات تتوقف على معدل استنفاد الرطوبة الأرضية .	من ٨٥ إلى ٩٥٪

ويلاحظ أن طريقة الرى المتبعة فى مصر تجمع بين الطريقة التالية والرابعة على أن تؤخذ فى الاعتبار أن التغير فى كمية مياه الرى فى الريات المختلفة محدود (نظراً لضرورة إعطاء سمك مياه لا يقل عن سمك معين فى الريات الأولى) وكذلك بالنسبة للتغير فى فترات الرى « نظراً لاتباع طريقة المناوبات المحددة التواريخ بالنسبة لأشهر السنة » .

وعلى هذا فيتعين اعتباراً أن كفاءة الرى السطحى فى مصر تتراوح بين ٦٠٪ و ٧٥٪ .

وتقدر كفاءة الرى بالرش بحوالى ٨٥٪ — والجدول الآتى يبين الكفاءة — الاجمالية لطرق الرى المختلفة ومناسبة كل طريقة بطبيعة السطح العلوى ومعدل وانحدار السطح ومدى توافر مياه الرى :

طريقة الرى	غرامة السطح العلوى	نوع التربة وخاصة	انحدار السطح العلوى للأرض	إلى مدى توافر مياه الرى	متوسط الكفاءة الإجمالية
١ — سطحى : (ا) رى بالترابيع (غمر)	حوش مسواه	أرض طينية أو جيرية أو طينية رملية	منبسطة	كميات كبيرة	٦٥
(ب) رى على سطور أو خطوط	« «	أرض طينية أو جيرية أوطينية رملية فيما عدا الرملية	منبسطة أو منحدرة	كميات متوسطة	٧٥
٢ — رى بالرش	أرض غير مستوية	أرض رملية أو أرض رملية طينية فيما عدا الطينية	أى انحدار	قليلة ولكنها مستمرة	٨٥

رابعاً - الفترة بين الريات وأكبر مقنن مائي

تتوقف الفترة بين الريات على المعدل اليومى لاستهلاك النبات لمياه الرى ودرجة الرطوبة الأرضية القابلة للاستنفاذ فى منطقة انتشار الجذور (السعة القابلة للاستنفاذ للرطوبة الأرضية Readily Available Moisture)

والجدول رقم (١٠) يبين الأرقام التقديرية للسعة القابلة للاستنفاذ فى الأراضى المختلفة وفى قطاع التربة بعمق ١٫٠٠ متر ويمكن اعتبار هذا الجدول كأساس للمقارنة بين الأراضى المختلفة التكوين الميكانيكى وذلك عند دراسة القنات المائية .

وباعتبار أن الكثافة الظاهرية :

للأراضى الرملية ١٫٦٥

وللأراضى الرملية الطينية ١٫٥٥

وللأراضى الطينية ١٫٤٠

وباعتبار أنه يمكن للنبات أن يستهلك من الرطوبة القابلة للاستنفاذ :

٦٦٪ فى حالة الأراضى الرملية

٧٠٪ فى حالة الأراضى الرملية الطينية

٦٢٪ فى حالة الأراضى الطينية

(جدول رقم ١٠)

نوع التربة	العمق بالسنتيمترات من سطح الأرض	الرطوبة الأرضية القابلة للاستنفاذ نسبة مئوية من وزن التربة الجافة
أرض رملية	صفر — ٢٥	٧
	٢٥ — ٥٠	٥
	٥٠ — ٧٥	٤
	٧٥ — ١٠٠	٣
أرض رملية طينية	صفر — ٢٥	١٣
	٢٥ — ٥٠	١١
	٥٠ — ٧٥	١٠
	٧٥ — ١٠٠	٦
أرض طينية	صفر — ٢٥	١٨
	٢٥ — ٥٠	١٥
	٥٠ — ٧٥	١٤
	٧٥ — ١٠٠	١٠

شكل ٦

وهذه الأرقام تمثل نسبة السعة المتيسرة للرطوبة الأرضية طبقاً لنتائج التجارب[١٠] والشكل رقم (٦) يوضح السعة الحقلية ودرجة الذبول والرطوبة الأيجرسكبيه والحد الأدنى لدرجة الرطوبة الأرضية التى يلزم عندها الرى وذلك لمختلف أنواع الأراضى والشكل رقم (٧) يوضح أنواع الأراضى بالنسبة لتركيبها الميكانيكى والمشار إليها فى الشكل رقم (٦) وبتحديد العمق الفعال للجذور Effective Root Zone Depth فإنه يمكن تحديد الفترة بين الريات ومعدل استهلاك النبات من مياه الرى .

والمثال الآتى يوضح طريقة حساب الفترة بين الريات ومعدل استهلاك النبات لمياه الرى :

إذا أخذنا محصول القطن فإن أكبر عمق فعال لجذوره هو ٩٠ سنتيمتراً خلال شهر أقصى استهلاك .

وشهر أقصى استهلاك لمياه الرى هو يوليو وذلك كما هو وارد بجدول رقم (١١) .

وأقصى استهلاك له لمياه الرى هو ٨٥٠ متر مكعب للفدان فى الشهر ، أى بمتوسط قدره ٢٧٫٥ متراً للفدان فى اليوم .

وكما هو واضح من الجدول رقم (١٠) فإن متوسط نسبة الرطوبة القابلة للاستنفاذ فى منطقة انتشار الجذور هى ٤٫٥٪ من وزن التربة الجافة (متوسط قيمة الرطوبة الأرضية القابلة للاستنفاذ فى عمق ٩٠ سنتيمترات) من وزن التربة الجافة .

شكل ٧

(١٠) Etcheverry, B. A., and Harding, S. T., "Irrigation Practice and Engineering", Vol. I. Use of Irrigation Water and Irrigation Practice. McGraw-Hill Book Company, Inc., p. 19.

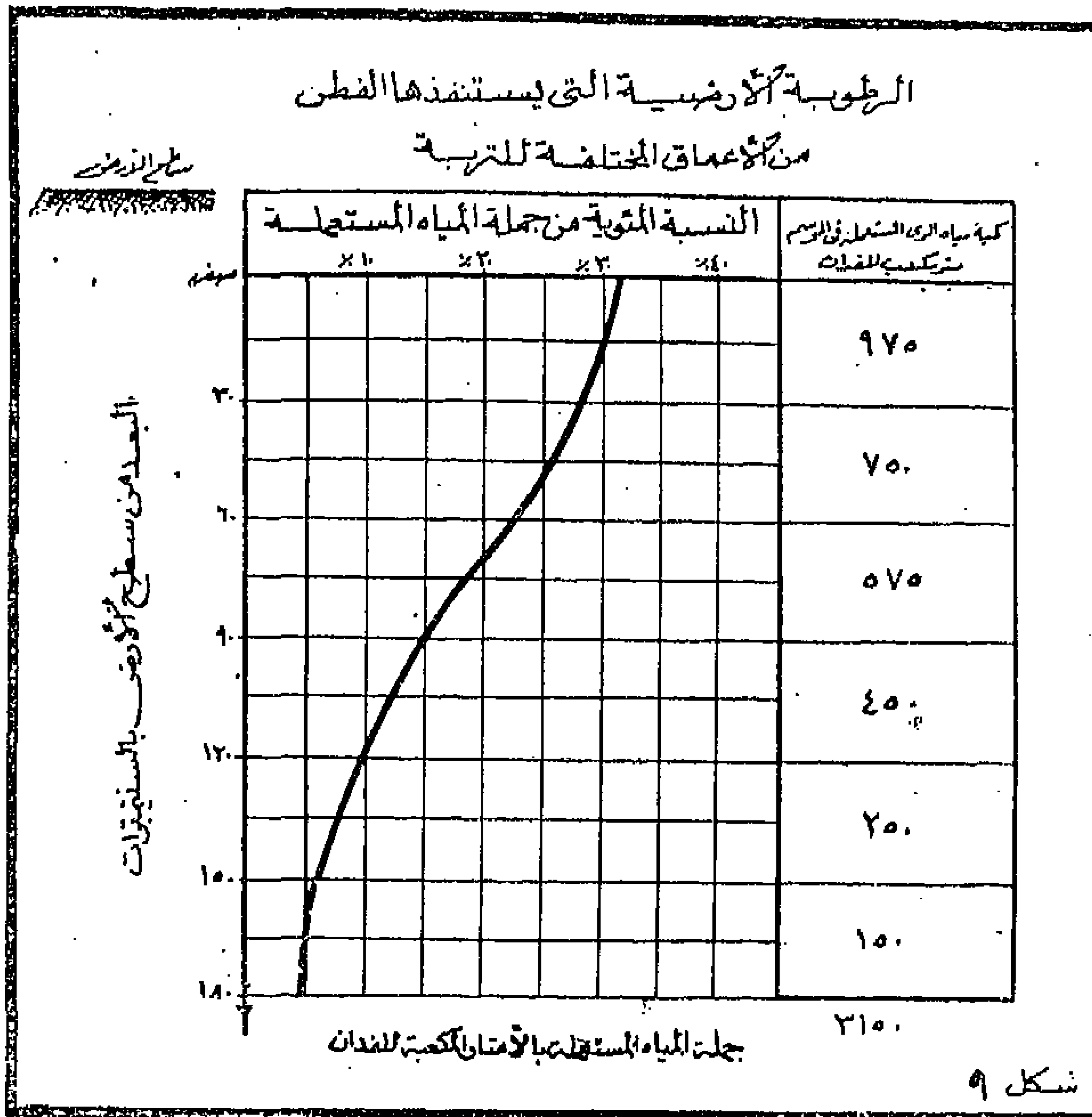
أى أن ما يمكن للنبات أن يستهلكه من الرطوبة الأرضية هى :

$$\frac{٩٠ \times ٤ر٥}{١٠٠ \times ١٠٠} \times ١ر٦٥ \times ٠ر٦٦ \times ٤٠٠٠ = ٢٠٠$$ متر مكعب للفدان .

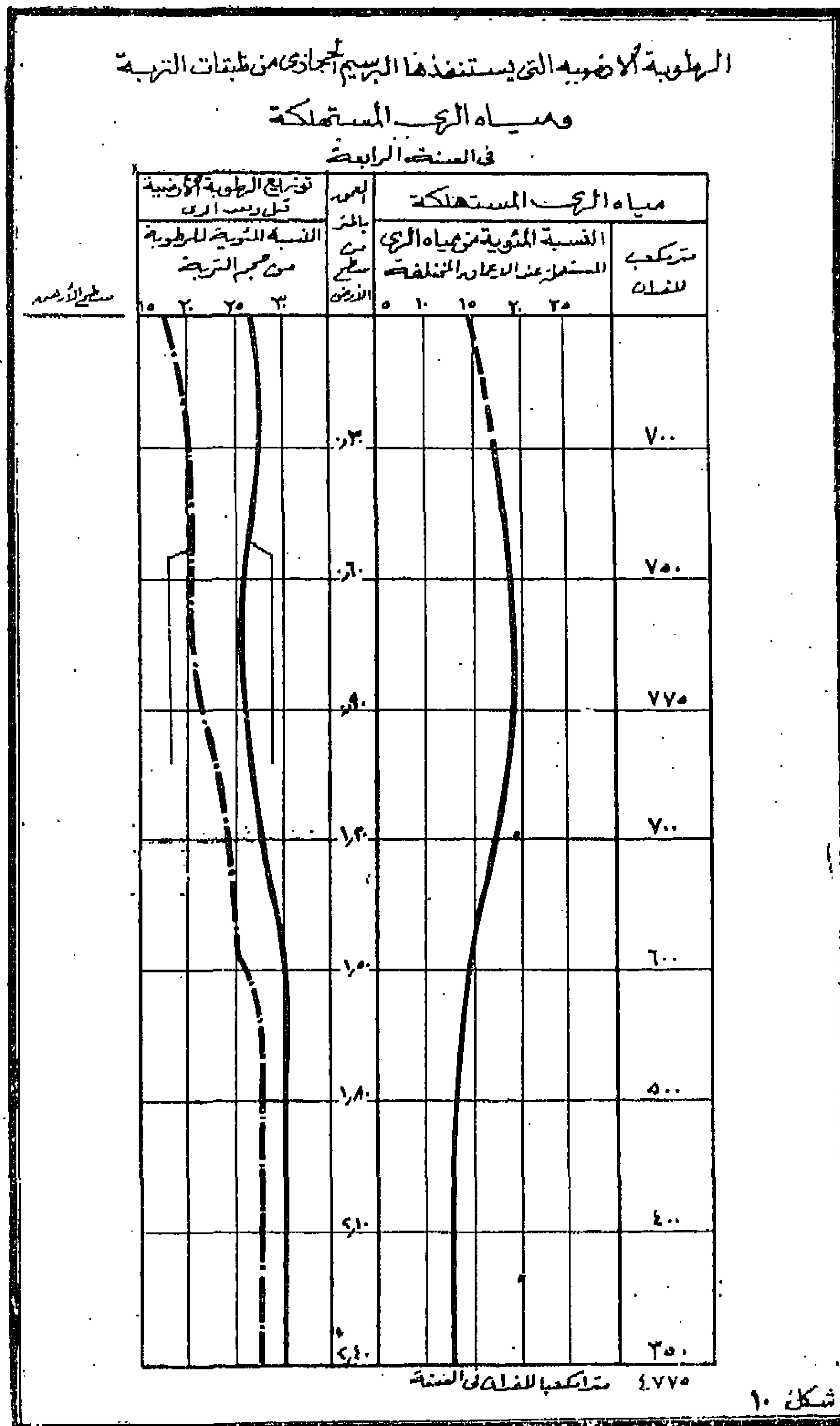
وعلى هذا فالفترة بين الريات هى $\frac{٢٠٠}{٢٧ر٥} = ٧ر٣$ يوم .

والجدول رقم (١١) يبين أكبر مقدار من الرطوبة من التربة يستنفذها النبات فى الفترة بين الريات خلال شهر أقصى استهلاك لمياه الرى وكذلك الفترة المناسبة بين الريات خلال هذا الشهر .

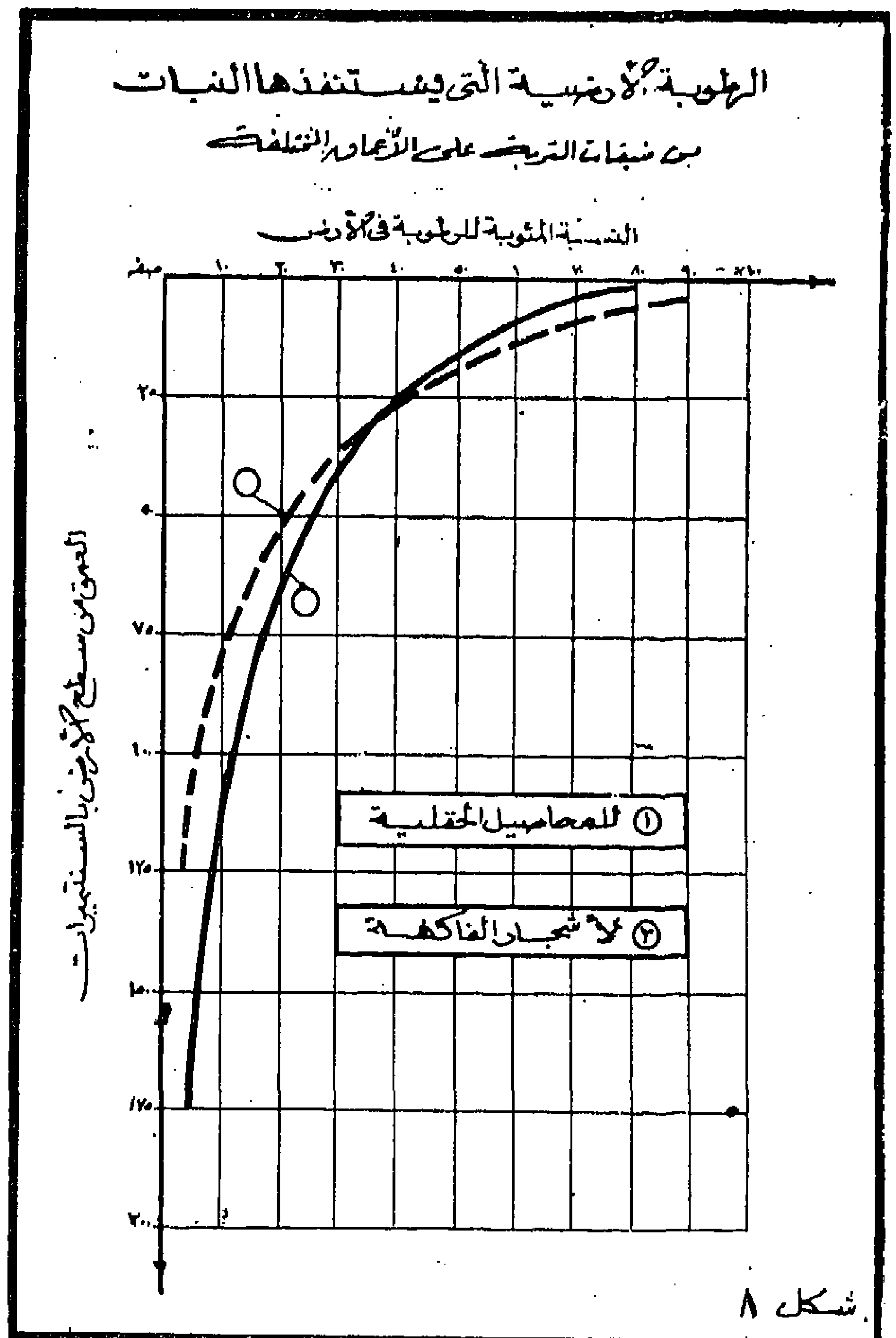
والشكل رقم (٨) يوضح نتائج التجارب بالنسبة لما يستنفذه النبات من طبقات التربة على الأعماق المختلفة بالنسبة للمحاصيل الحقلية وأشجار الفاكهة .



شكل ٩



شكل ١٠



شكل ٨

(جـدول رقم ١١)

أكبر مقدار من الرطوبة الأرضية يستهلكها النبات من التربة فى الفترة بين الريات خلال شهر أقصى استهلاك لمياه الرى وكذلك الفترة بين الريات خلال هذا الشهر

المحصـــول	أكبر عمق لجذور النبات فى شهر أقصى استهلاك بالمتر	أرض رملية		أرض طينية رملية		أرض طينية	
		مقدار الرطوبة التى يستهلكها النبات م^3 من الفدان	الفترة بين الريات خلال شهر أقصى استهلاك بالأيام	مقدار الرطوبة التى يستهلكها النبات م^3 من الفدان	الفترة بين الريات خلال شهر أقصى استهلاك بالأيام	مقدار الرطوبة التى يستهلكها النبات م^3 من الفدان	الفترة بين الريات خلال شهر أقصى استهلاك بالأيام
البرسيم الحجازى	١ر٢٥	٢٥٠	٧ر٤	٥٠٠	١٤ر٨	٥٠٠	١٤ر٨
الجناين (موالح ومانجو)	١ر٢٥	٢٥٠	٩ر١	٥٠٠	١٨ر٢	٥٠٠	١٨ر٢
القطن	٠ر٩٠	٢٠٠	٧ر٣	٤٠٠	١٤ر٦	٤٠٠	١٤ر٦
الذرة	٠ر٦٠	١٦٠	٥ر٨	٣٢٠	١١ر٦	٣٢٠	١١ر٦
البرسيم المسقاوى	٠ر٦٠	١٦٠	٦ر٩	٣٢٠	١٣ر٨	٣٢٠	١٣ر٨
القمح	٠ر٥٠	١٣٠	٩ر٠	٢٦٠	١٨ر٠	٢٦٠	١٨ر٠
الشعير	٠ر٥٠	١٣٠	٩ر٠	٢٦٠	١٨ر٠	٢٦٠	١٨ر٠
بقوليات	٠ر٥٠	١٣٠	٤ر٤	٢٦٠	٨ر٨	٢٦٠	٨ر٨
خضروات شتوى	٠ر٥٠	١٣٠	٥ر٤	٢٦٠	١٠ر٨	٢٦٠	١٠ر٨
طماطم	٠ر٥٠	١٣٠	٤ر٢٥	٢٦٠	٨ر٥	٢٦٠	٨ر٥
بطاطس	٠ر٥٠	١٣٠	٥ر٢	٢٦٠	١٠ر٤	٢٦٠	١٠ر٤
الأرز	٠ر٥٠	١٣٠	٢ر٦	٢٦٠	٥ر٢	٢٦٠	٥ر٢
بنجر السكر	٠ر٥٠	١٣٠	٤ر٢٥	٢٦٠	٨ر٥	٢٦٠	٨ر٥

ملحوظة : يوزع البرسيم الحجازى خلال ثلاث سنوات الأولى للاستزراع فى الأراضى الرملية طبقا للدورة المقترحة .

والشكلاين رقمى (٩) ، (١٠) يبينان مقدار الرطوبة الأرضية التى يستنفذها القطن والبرسيم الحجازى من الأعماق المختلفة خلال موسم الرى .

وحتى يمكن تطبيق مناوبات الرى بطريقة عملية يمكن تعديل الأرقام السابقة طبقاً للجدول رقم (١٢) وذلك على أساس أن كفاءة الرى الحقلى فى اتبـاع حالة طريقة الرى السطحى هى ٤٠٪ فى الأراضى الرملية ، ٧٥٪ فى الأراضى الطينية الرملية ، ٧٠٪ فى الاراضى الطينية وأن أقل سمك من مياه الرى يمكن اعطاؤه فى حالة الرى السطحى هو ٩ سنتيمترات من الأراضى الطينية والرملية الطينية ، ١٠ سنتيمترات فى الأراضى الرملية .

وباتباع طريقة الرى بالرش وعلى أساس أن جودة الرى

(جـدول رقم ١٢)

المحصول	أرض رملية		أرض رملية طينية		أرض طينية	
	أكبر مقنن للرى م٣ للفدان	الفترة بين الريات	أكبر مقنن للرى م٣ للفدان	الفترة بين الريات	أكبر مقنن للرى م٣ للفدان	الفترة بين الريات
البرسيم الحجازى	٦٣٠	٨	٥٥٠	١٢	٦٠٠	١٢
الجناين	٥٥٠	٨	٥٥٠	١٦	٦٠٠	١٦
القطن	٥٠٠	٨	٤٢٠	١٢	٤٨٠	١٢
الذرة	٤٢٠	٦	٤٢٠	١٢	٤٦٠	١٢
البرسيم المسقاوى	٤٢٠	٨	٣٦٠	١٢	٤٨٠	١٢
القمح	٤٢٠	١٢	٣٦٠	١٨	٣٦٠	١٨
الشعير	٤٢٠	١٢	٣٦٠	١٨	٣٦٠	١٨
بقوليات	٤٢٠	٦	٣٦٠	٧	٣٦٠	٨
الخضروات	٤٢٠	٦	٤٢٠	١٢	٤٢٠	١٢
الطماطم	٤٢٠	٤	٣٦٠	٨	٣٦٠	٨
بطاطس	٤٢٠	٦	٤٢٠	١٢	٤٢٠	١٢
الأرز	٤٢٠	٤	٣٦٠	٤	٤٢٠	٤
بنجر السكر	٤٢٠	٤	٣٦٠	٨	٣٦٠	٨

بالرش ٨٥ ٪ فأن أقصى كمية من مياه الرى يلزم إعطاؤها لأنواع الأراضى الثلاث تكون كما هو موضح فى الجدول رقم (١٣) مع ملاحظة أن فترات الرى هى السابق ذكرها فى الجدول رقم (١٢) .

عدد الريات خلال موسم الرى :

يمكن تقدير عدد الريات اللازمة لمحصول معين فى كل شهر من أشهر نموه وذلك بتحديد الآتى :

١ — معدل الاستهلاك الشهرى من مياه الرى ويمكن حسابه من معادلة بليني كريدل أو معادلة هيرجريفز .

٢ — مقدار ما يستنفذه النبات من الرطوبة الأرضية من الريات ويمكن حسابه بمعرفة عمق الجذور الفعال فى أشهر النمو المختلفة ومقدار السعة المتيسرة للرطوبة الأرضية فى منطقة انتشار الجذور ، وبعد تحديد هذه العوامل تقدر عدد الريات كالآتى :

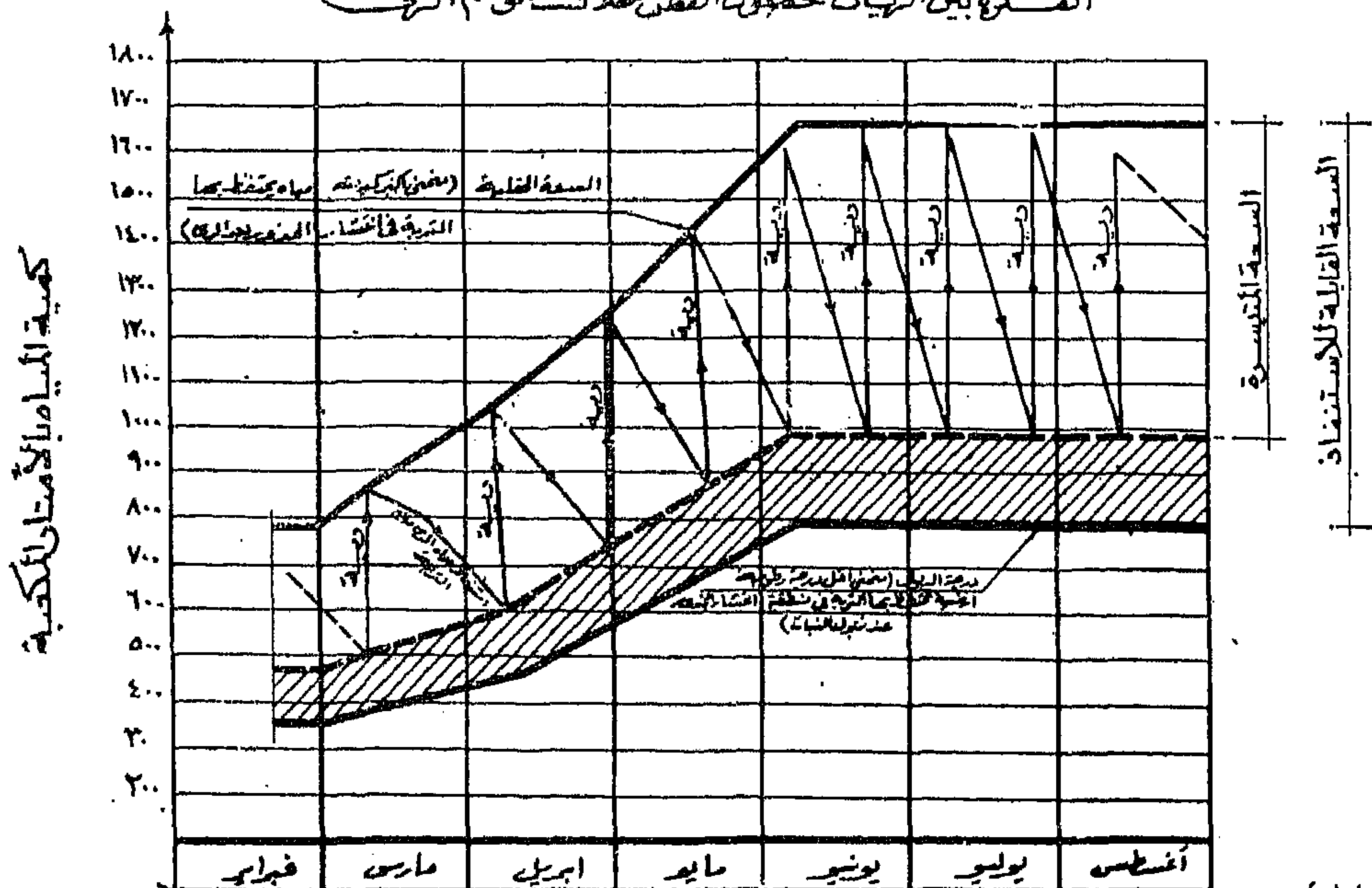
$$\text{عدد الريات} = \frac{\text{معدل الاستهلاك الشهرى}}{\text{مقدار مايستنفذه النبات من الرطوبة الأرضية بين الريات}}$$

والجدول رقم (١٤) يبين عدد الريات اللازمة لكل محصول خلال موسم نموه فى مختلف الأراضى .

(جـدول رقم ١٣)

أقصى مقنن للرى للمحاصيل الرئيسية

المحصول	أقصى مقنن للرى متر مكعب للفدان فى الرية		
	أرض رملية	أرض رملية طينية	أرض طينية
برسيم حجازى	٣٠٠	٤٨٠	٤٨٠
الجناين	٣٠٠	٥٢٠	٥٢٠
القطن	٢٥٠	٣٩٠	٣٩٠
الذرة	٢٠٠	٣٩٠	٣٩٠
البرسيم المسقاوى	٢٠٠	٣٣٠	٣٣٠
القمح	١٥٠	٣٠٠	٣٠٠
الشعير	١٥٠	٣٠٠	٣٠٠
البقوليات (حبوب)	١٥٠	٢٨٠	٢٨٠
الخضروات	١٥٠	٣٤٠	٣٤٠
طماطم	١٥٠	٢٩٠	٢٩٠
بطاطس	١٥٠	٣٥٠	٣٥٠
بنجر سكر	—	٢٩٠	٣١٠



شكل ((١١))

(جدول رقم ١٤)

عدد الريات

المحصول	عدد الريات		
	أرض رملية	أرض رملية طينية	أرض طينية
برسيم حجازى	٦٠	٢٠	٢٤
الجناين	٥٠	١٥	١٨
القطن	٣٠	٨	٩
الذرة	٢٠	٦	٧
البرسيم المسقاوى	٢٥	٨	٩
القمح	١٢	٤	٥
الشعير	١٢	٤	٤
البقوليات (حبوب وفول)	١٥	٤	٤
الخضروات (صيفى)	٣٥	٩	١٠
الخضروات (شتوى)	٢٠	٥	٦
طماطم	٣٥	٩	١٠
بطاطس	٢٠	٧	٨
أرز نيلى	—	١٨	٢٠
أرز صيفى	—	١٥	١٨
بنجر السكر	—	١٢	١٣
فول سودانى	٢٥	—	—
سمسم	١٥	٥	٥

يدخل ضمن عدد الريات المشار إليها الريات اللازمة لإعداد الأرض للزراعة

ولتقدير كمية مياه الرى اللازمة لكل محصول يروى بطريقة الرى السطحى يلزم تحديد أقل عمق غمر لازم أى تحديد كمية مياه الرى المعطاة فى الرية الواحدة وعدد الريات .

والجدول رقم (١٥) يبين كمية مياه الرى المعطاة فى الأراضى المختلفة ولمختلف المحاصيل خلال موسم النمو .

والشكل رقم (١١) يبين عدد الريات والفترات بينها لمحصول القطن محسوبة لمنطقة فى وسط الدلتا تربتها طينية طفلية .

(جدول رقم ١٥)

كمية مياه الرى المعطاة لمختلف المحاصيل باتباع طريقة الرى السطحى

المحصول	كمية المياه المستعملة أثناء موسم الزراعة بالمتر المكعب للفدان		
	أرض رملية	أرض طينية رملية	أرض طينية
البرسيم الحجازى	٢٤٠٠٠ فى السنة	٦٠٠٠ فى السنة	٧٠٠٠ فى السنة
الجناين	٢٠٠٠٠ فى السنة	٥٠٠٠ فى السنة	٦٠٠٠ فى السنة
عنب	—	٣٠٠٠ فى السنة	٣٣٠٠ فى السنة
القطن	١٢٠٠٠	٢٧٥٠	٣٠٠٠
الذرة	٨٠٠٠	٢٠٠٠	٢٣٠٠
البرسيم المسقاوى	١١٠٠٠	٢٧٥٠	٣٠٠٠
القمح	٥٠٠٠	١٢٠٠	١٣٠٠
الشعير	٤٠٠٠	١٠٠٠	١٢٠٠
البقوليات (حبوب وفول)	٦٠٠٠	١٤٠٠	١٥٠٠
الخضروات (شتوى وصيفى)	١٦٠٠٠ فى السنة	٤٠٠٠ فى السنة	٤٥٠٠ فى السنة
طماطم	١٦٠٠٠	٤٠٠٠	٤٥٠٠
بطاطس	٨٠٠٠	٢٠٠٠	٢٣٠٠
أرز	—	٦٠٠٠	٧٠٠٠
بنجر السكر	—	٤٠٠٠	٤٣٠٠
فول سودانى	٨٠٠٠	٣٠٠٠	—
سمسم	٦٠٠٠	١٨٠٠	٢٠٠٠

نتائج تجارب المقننات المائية بالجمهورية العربية المتحدة

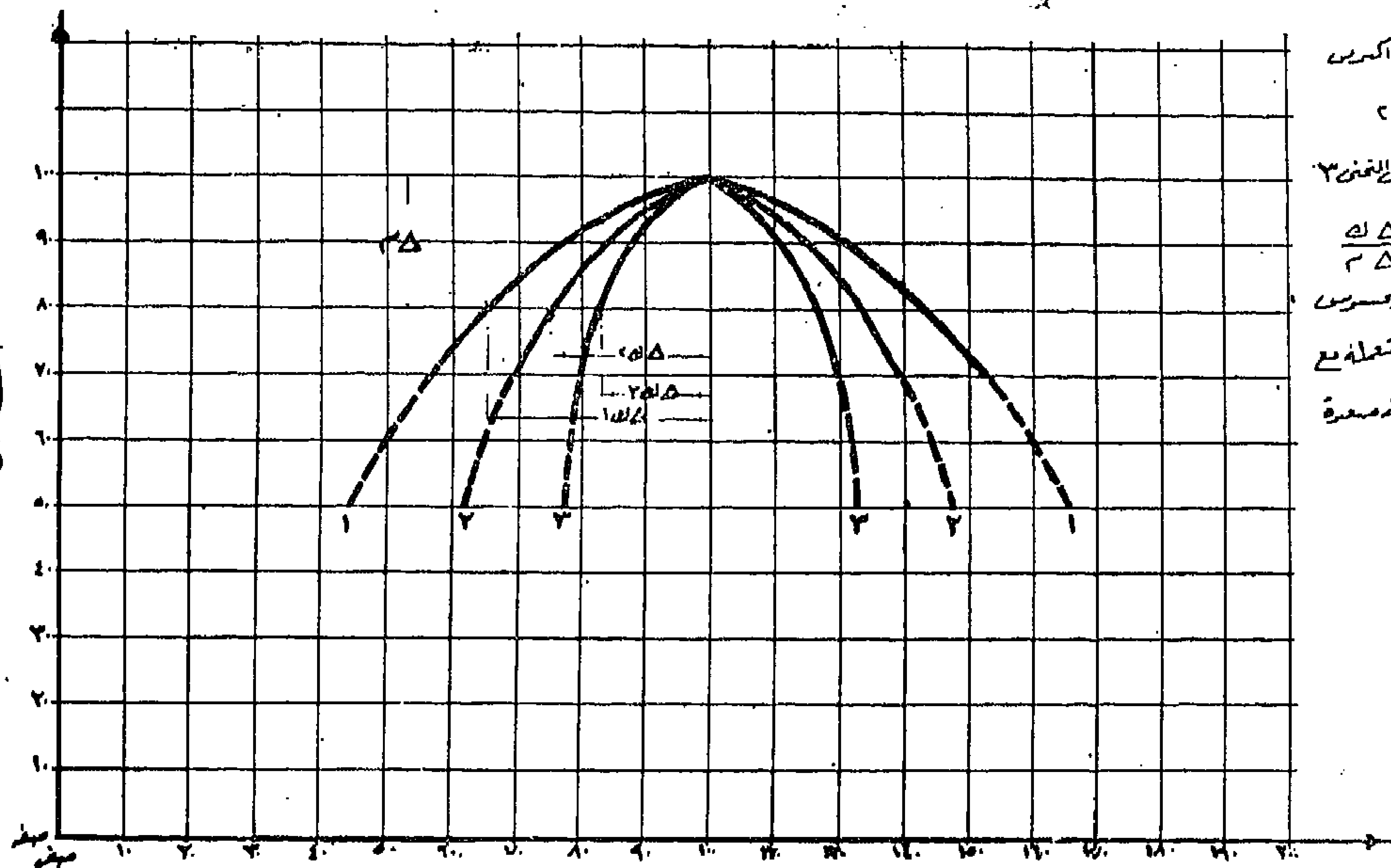
بدأت دراسة المقننات المائية فى الجمهورية العربية المتحدة منذ مدة طويلة وما زالت مستمرة حتى الآن وكانت هذه التجارب تهدف إلى إيجاد علاقة بين كمية مياه الرى المستعملة والمحصول الناتج تحت نفس الظروف والعوامل فى كل محطة تجارب .

ويلاحظ من دراسة نتائج التجارب(١١) تباين كبير فمثلا فى تجارب محصول القمح بمحطة سخا كانت كمية المياه المستعملة لإنتاج أكبر محصول تتراوح بين ٩٩٢ متراً مكعباً للفدان و ١٢٧٩ متراً مكعباً للفدان أى بفرق قدره ٣٠ ٪ تقريباً وهو فرق كبير فضلا عن أن كفاءة هذه التجارب كانت منخفضة إذ بلغت فى بعضها ٣٥ ٪ ووصلت فى البعض الآخر إلى ٧٥ ٪ ويمكن تقدير كفاءة هذه التجارب بالتوقيع النسبي لنتائجها بحيث يمثل :

الأحداثى الأفقى =

$$\frac{\text{كمية المياه المستعملة (ك)} \times 100}{\text{كمية المياه المستعملة لانتاج أكبر محصول (كم)}}$$

(١١) دراسة المقننات المائية . وزارة الأشغال العمومية — تفتيش الدراسات المائية سنة ١٩٥٧ .



شكل ١٢

(جدول رقم ١٦)

المحصول	متوسط كمية المياه المستعملة لإنتاج أكبر محصول متر مكعب للفدان				
	السرو	سخا	الجميزة	محطات أخرى: أيتاى البارود	محطات أخرى: بهتيم
القمح	١٣٨٠	١٠٨٠	١٠٨٠	—	—
الفول	٦٠٠	—	٧٥٠	—	—
الشعير	١٢١٥	—	١١١٠	—	—
البرسيم	٢٢٠٠	—	٢٨٢٠	—	—
القطن	٢١٦٠	—	٢٦٦٠	٢١٣٠	٢٩٧٠
الأرز	٨٣٠٠	٥٧٥٠	٧٧٠٠	—	—
الذرة	—	١٦٢٠	١٥٦٠	—	٢٠٠٠

ويمثل الأحداثى الرأسى =

المحصول الناتج (م) × ١٠٠
أكبر محصول ($م_ع$)

وكلما كانت نسبة $\frac{ك}{م}$ (ميل المماس للمنحنى) كبيرة كلما أمكن الحصول على وفر محسوس فى كمية مياه الرى المستعملة مع إنقاص المحصول بنسبة صغيرة وذلك كما وضح بالشكل رقم (١٢).

وقد اتضح من نتائج تجارب المقننات المائية بالنسبة لمحصول القمح فى محطتى سخا والجيزة أنه يمكن إنقاص كمية مياه الرى المستعملة للحصول على أقصى إنتاج بحوالى ٢٥ ٪ فى حين أن نسبة النقص فى المحصول لا تتجاوز ٥ ٪.

الجدول رقم (١٦) يبين نتائج تجارب المقننات المائية للمحاصيل المختلفة فى محطات التجارب بالدلتا.

والجدول رقم (١٧) يبين القيم المتوسطة لنتائج تجارب محطات المقننات المائية بالدلتا بالنسبة لكميات المياه المستعملة لإنتاج أكبر محصول وذلك للمحاصيل الرئيسية :

(جدول رقم ١٧)

المحصول	كمية المياه المستعملة لإنتاج أكبر محصول
القمح	١٢٠٠
الفول	٧٠٠
الشعير	١١٥٠
البرسيم	٢٥٠٠
القطن	٢٥٠٠
الأرز	٧٢٥٠
الذرة	١٧٠٠

ملحوظة :

تختلف خواص التربة الطبيعية والكيميائية فى محطات التجارب السالف ذكرها كما تختلف العوامل الجوية فى كل منطقة عن الأخرى غير أن الفرق غير كبير بين متوسط درجات الحرارة وطول اليوم النهارى ومتوسط درجات الرطوبة النسبية فى هذه المحطات وجميعها فى الدلتا ، ويمكن اعتبار أن القيم الواردة بالجدول رقم (١٧) تمثل القيم المناسبة لتربة بين الطينية الرملية والطينية السلتية لمنطقة وسط الدلتا.

نتائج تجارب المقننات المائية فى الاراضى الرملية :

بدأت تجارب المقننات المائية فى مديرية التحرير منذ عام ١٩٥٥ وقامت المديرية بتقدير متوسط معدلات الاستهلاك السنوية للمحاصيل المختلفة من واقع تصرفات محطات الرفع وإلزام المنزرع المرتب على كل منها وعدد الريات لكل محصول وأنشأت أحواض تجارب lysimeter بقرية أم صابر.

وقامت وزارة الأشغال منذ عام ١٩٥٨ بعمل تجارب حقلية فى أحواض تجارب قامت بتصميمها وأشرفت على سير التجارب ورصد النتائج والجدول رقم (١٨) يبين ملخص نتائج هذه التجارب طبقاً للبيانات الأخيرة فى ديسمبر سنة ١٩٦٢.

(جدول رقم ١٨)

المحصول	كمية مياه الرى المستعملة متر مكعب للفدان خلال موسم الرى	سنوات الاستزراع
الشعير	٤٤٠٠	٣
البسلة	٦٠٠٠	٥
البرسيم	٦٧٠٠	٥
البرسيم المسقاوى	١٠٠٠٠	٥
الفول السودانى	٧٥٠٠	٥
البرسيم الحجازى	١٧٢٥٠ فى السنة	٥
الموالح	١٨٠٠٠ فى السنة	٥

وقد أوضحت نتائج هذه التجارب أن معدلات الاستهلاك السنوية للمحاصيل المختلفة تقل تبعا لزيادة سنوات الاستزراع. أى كلما تحسنت الخواص الطبيعية والكيمائية للتربة.

الخلاصة :

يتضح من جميع الدراسات المتقدمة أن تقدير معدلات استهلاك مياه الرى باستعمال المعادلات الإفتراضية (طريقة بليني كريدل وهيرجريفز وغيرها) تعطى نتائج تقارب النتائج التى نحصل عليها من تجارب المقننات المائية الحقلية وأن الفرق يعزى إلى كفاءة الرى فى كل محطة تجارب.

في مجال البحوث الهندسية

للمهندس عز الدين فرج

كتب جديدة

● "BANK AND SHORE PROTECTION IN CALIFORNIA HIGHWAY PRACTICE"

تقرير يقع في ٢٤٠ صفحة يوضح وسائل وقاية الشواطىء لجمعية وقاية الشواطىء بكالفورنيا التي أنشئت عام ١٩٤٩ . ويعد هذا التقرير أكمل تقرير ظهر حتى الآن في هذه الناحية . ويتحدث التقرير عن « النحر » — أجهزة وقاية الشواطىء ، أنواعها ، وأماكن وضعها — مبادىء التصميم — وسائل الإنشاء — تصميم الأعمال الوقائية — مشاكل الصيانة . . الخ .

ثمن التقرير ٣٫٥ دولار ويطلب من :

Department of Puplic Works, North 7th Street California U.S.A.

● BRIDGE AND STRUCTURAL ENGINEERING

عن المؤتمر السادس للجمعية الدولية للكبارى والهندسة الإنشائية يقع في ٥٢٢ صفحة ٢٧٦ شكل . طبع بالفرنسية والألمانية والانجليزية .

ويحتوى على الموضوعات التي تبحث في مبادىء وقواعد التصميم — والتطور الذى أدخل في الوصلات للمنشآت المعدنية — تصميم وإنشاء المنشآت الصلب — الخرسانة المسلحة والخرسانة السابقة الإجهاد (كبارى ومبانى) — المنشآت السابقة الإعداد — التطورات الهامة في الكبارى والهندسة الإنشائية .

الثمن ١٥٫٢٥ دولار — ويطلب من .

Verlag Leemann Zurich, Arbenzstrasse 20, Zurich, 34 Switzerland.

● PROFITABLE USE OF EXCAVATING EQUIPMENT
by Elmer R. Drevdahl Jr.

الأستاذ المساعد لهندسة المناجم بجامعة أريزونا .

والكتاب يبحث بالتفصيل تقدير كفاءة وأثمان معدات الحفر الميكانيكية التي تستخدم في أعمال المناجم وفي الإنشاءات المختلفة .

ويعد هذا الكتاب مرجعاً ويحتوى على كافة التفصيلات التي تتعلق بالمعدات الميكانيكية وإنتاجها وأثمانها والتكاليف المختلفة ، مع العديد من الجداول التي تعد وحدها مرجعاً آخر أو كتاباً آخر .

والكتاب قد ألف على أساس خبرة عملية سابقة بجانب الأساس النظرى ويعد ضرورياً كمرجع بالنسبة لعمليات تخطيط المدن والطرق الرئيسية والهندسة المعمارية .

الثمن ١٣٫٥ دولار ويطلب من :

Desert Laboratories, Inc., P. O. Box 4666, University Station Tucson, Arizona.

● WELDING PRACTICES FOR R. C.

أصدرته جمعية اللحام الأمريكية .

ولقد ظهرت أهمية هذا الكتاب نظراً لاتساع استخدام الوصلات الملحومة فى الخرسانة المسلحة ، ويعد مرجعاً رئيسياً فى هذا الموضوع الذى يبحث فى لحام حديد التسليح بالإضافة إلى تصميم الوصلات المختلفة المستخدم فيها اللحام . مع تفاصيل هذه الوصلات وصناعتها وخطوات هذه الصناعة وكفاءة اللحامين وطريقة التفتيش ومواصفات الوصلات .

● **التربة** "SOIL"

أبحاث باسم التربة تقع فى ٢١٨ صفحة تضم الأبحاث والمناقشات التى تمت فى المؤتمر السنوى الثانى عشر للطرق فى جامعة التكنولوجيا بمقاطعته وشنجتن .

والأبحاث مكتوبة بقلم أكبر الباحثين وتتحدث عن اختيار المعدة واستخدامها — التربة كمواد للبناء والإنشاء — أبحاث التربة وتقسيمها — مناسيب المياه — هبوط التربة — إنهيار الميول — الخبرة العملية فى تثبيت التربة — أساسات البرابخ — الردم — مواصفات الأعمال الترابية وطريقة كتابتها — اختبارات التربة .

الثمن ٣ دولار تطلب من :

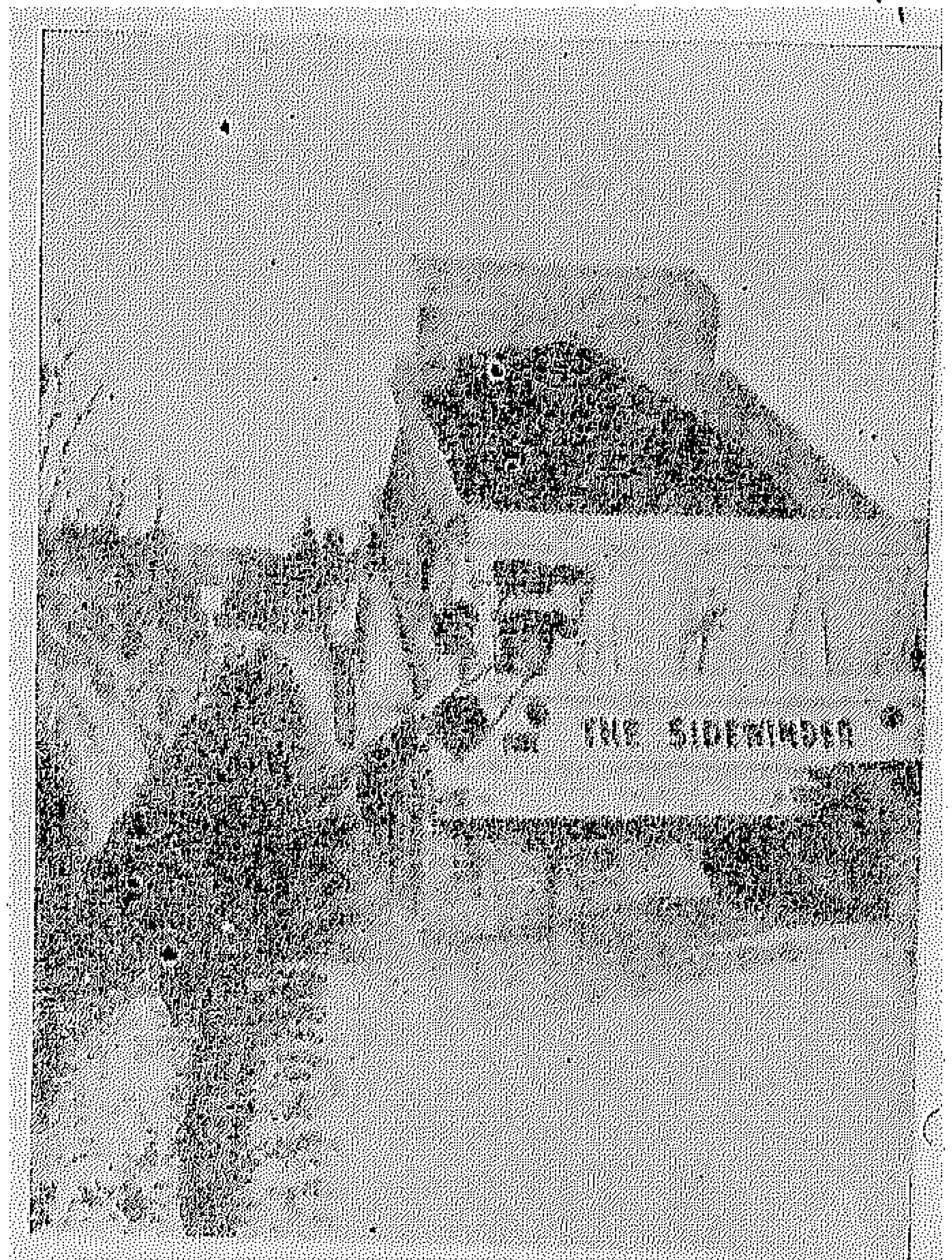
Institute's Office of Technical Extension Services.

معدات جديدة

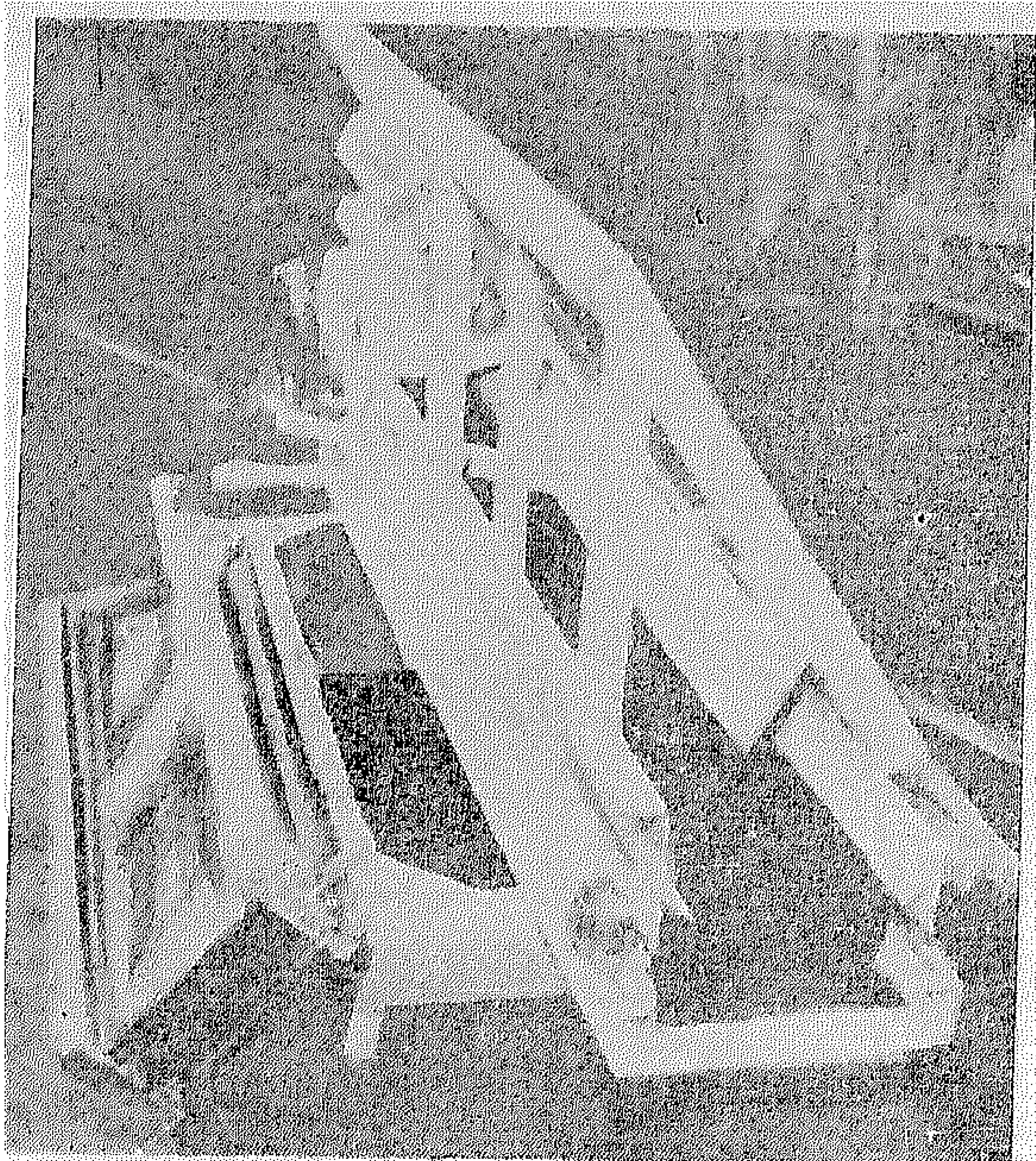
● **موزع جديد للمواد :**

ويطلق عليه إسم Side-winder ويمكن وصله باللوارى والقطورات وذلك لتوزيع المواد مثل الرمل والزلط . . الخ فى جانب واحد كما يرى فى الصورة حيث استخدمت هـــذه الآلة فى تفريغ الرمل فوق كابل كهربائى ، وتستخدم فى العديد من الأغراض . كملء الجنابيات والمصارف — وفرد الزلط على أكتاف وأجناب الطرق .

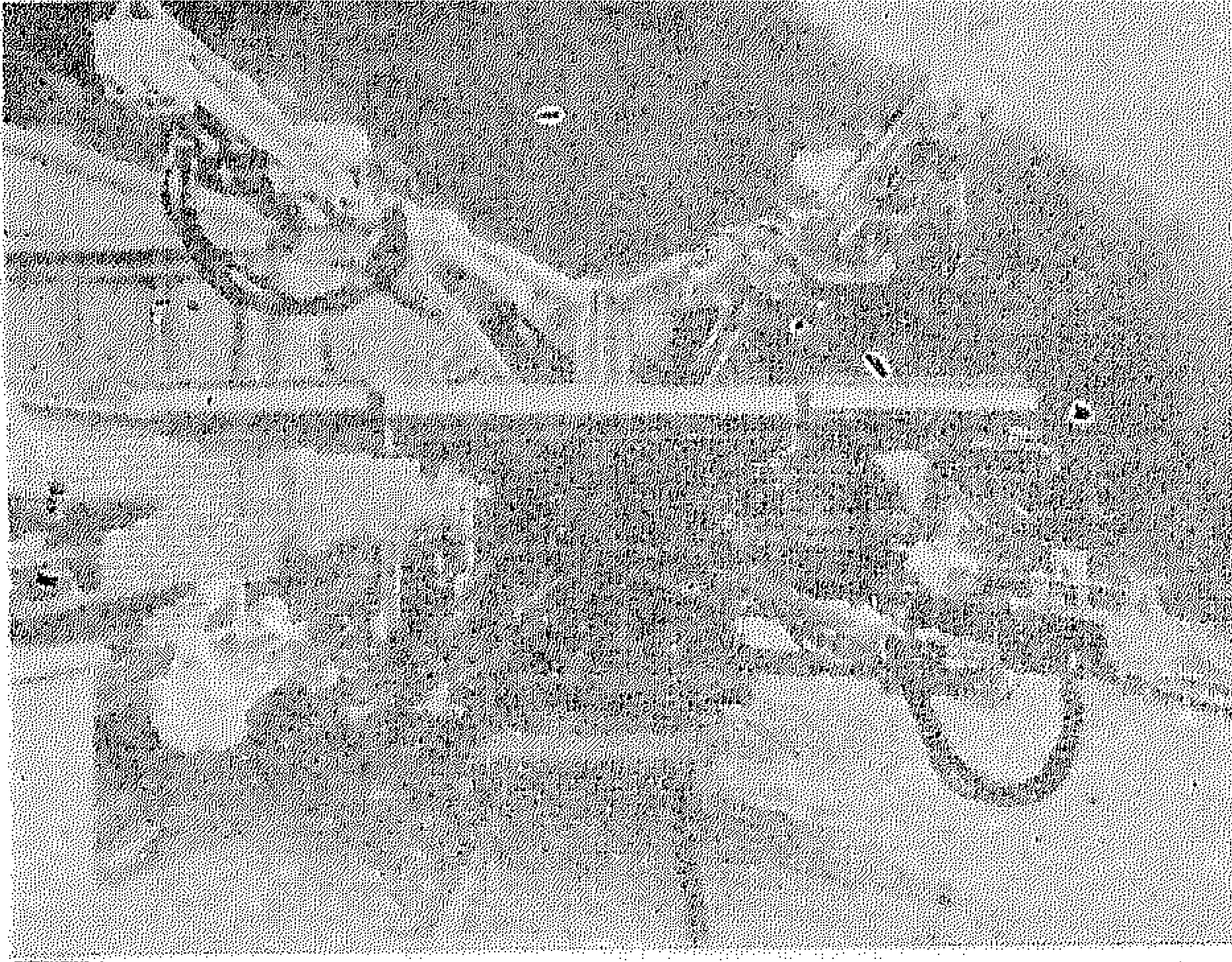
ويتم ذلك بمعدل ياردة فى الدقيقة .



(شكل رقم ١)
آلة لتوزيع المواد من الجنب



(شكل رقم ٢)
تابع آلة توزيع المواد من الجنب



(شكل رقم ٣) حفار جديد للصخور

● **حفار جديد للصخور** (Rotary and Percussion)

ويجمع بين نظرية الدوران . والاختراق معاً ، ويمتاز بأنه يصلح لجميع أنواع الصخور وبسرعة فائقة ويستخدم فى عمل الأخرام كما يستخدم فى أعمال الأنفاق ويمكن استخدام الهواء أو الماء معه ، وفى بعض الأجهزة التى تستخدم حالياً فى أعمال النسف فى الجمهورية سواء فى القوات المسلحة أو السد العالى وسواء ما كان منها يدوياً أو مزوداً بضواغط الهواء يحدث كثيراً أن تنكسر الشواكيش داخل الخرم ، وهذا النوع يلافى هذه الصعوبة بضمان مرور تيار من الماء يطرد نواتج التخريم من الثقب .

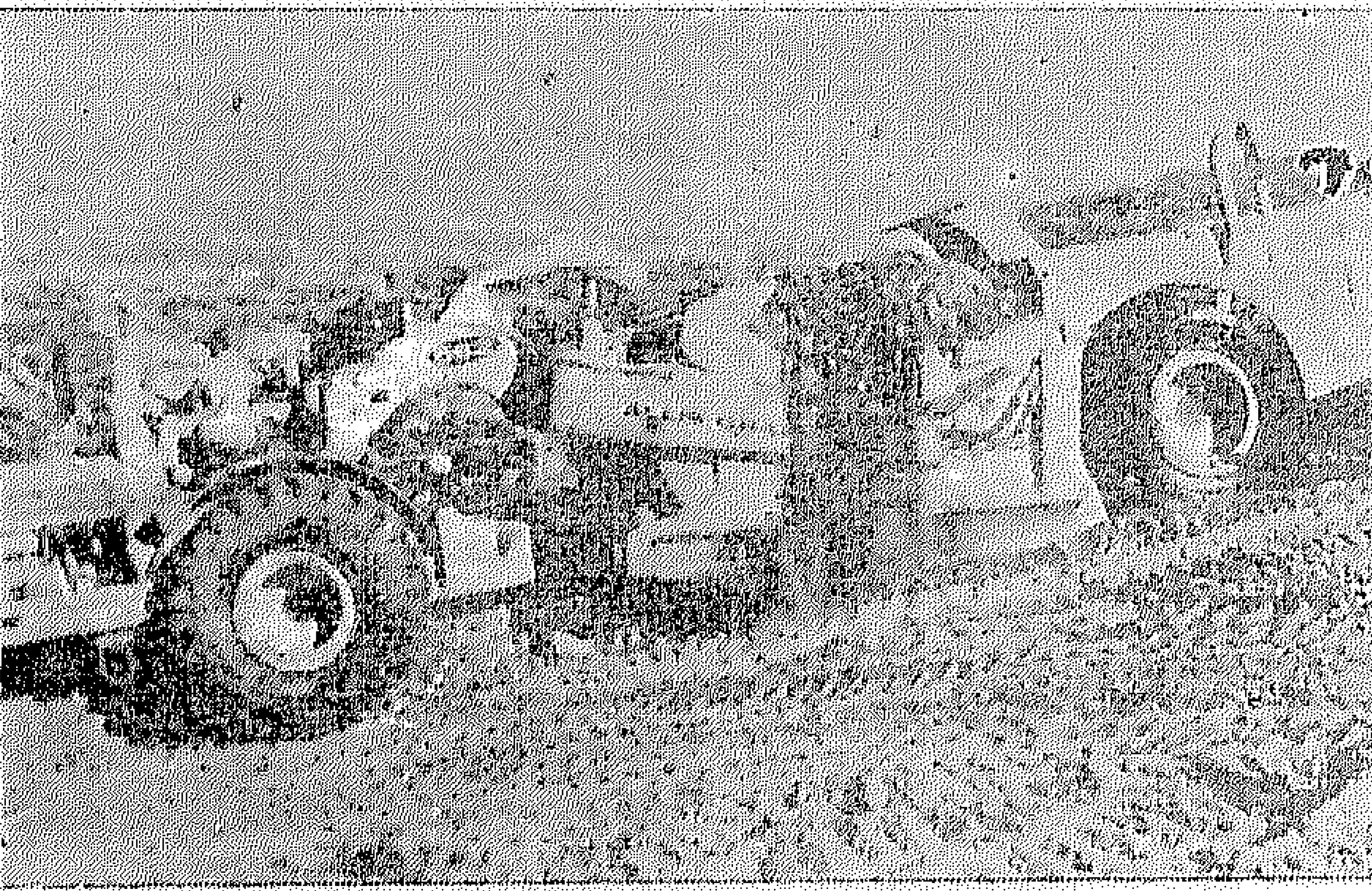
● **مادة ناسفة جديدة .**

المواد الناسفة تتطور بسرعة وتستخدم أساساً فى القوات المسلحة وأعمال المناجم والأنفاق ، والمادة التى نحن بصددها إسمها (Austinite 30) إنتاج شركة أوستن ، كثافتها ١٫٢ وسرعتها ١٤٫٠٠٠ قدم فى الثانية وتشعل بواسطة بادى من إنتاج نفس الشركة والبادى اسمه (Acp) كما يمكن توليد الموجة الإنفجارية بها بغير هذا البادى وذلك باستخدام الجلكنيد العادى . والمادة على هيئة بودرة وتعبأ فى صفائح خاصة .

● **سكريبر (زحافة) جديد .**

ويتكون من عدة أجزاء تشمل جرار أمامى — سكريبر — وجرار خلفى ، ويمكن توصيلها معاً لعمل العديد من ماكنات الإنشاء .

ويمتاز بالكفاءة — فيعمل كله هيدروليكيا بكفاءة ٤٠ ياردة مكعبة .

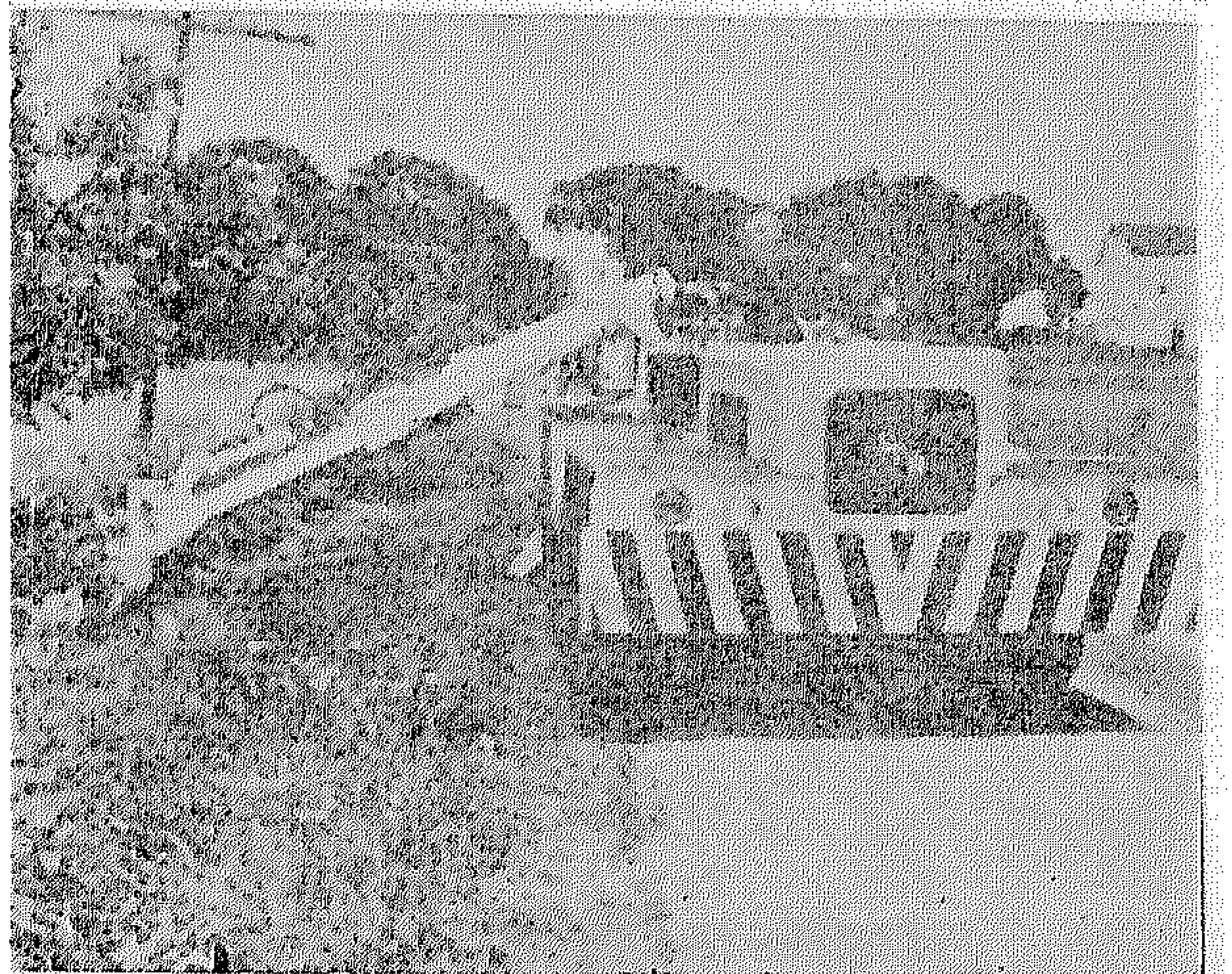


(شكل رقم ٤) سكريبر (زحافة) جديدة ←

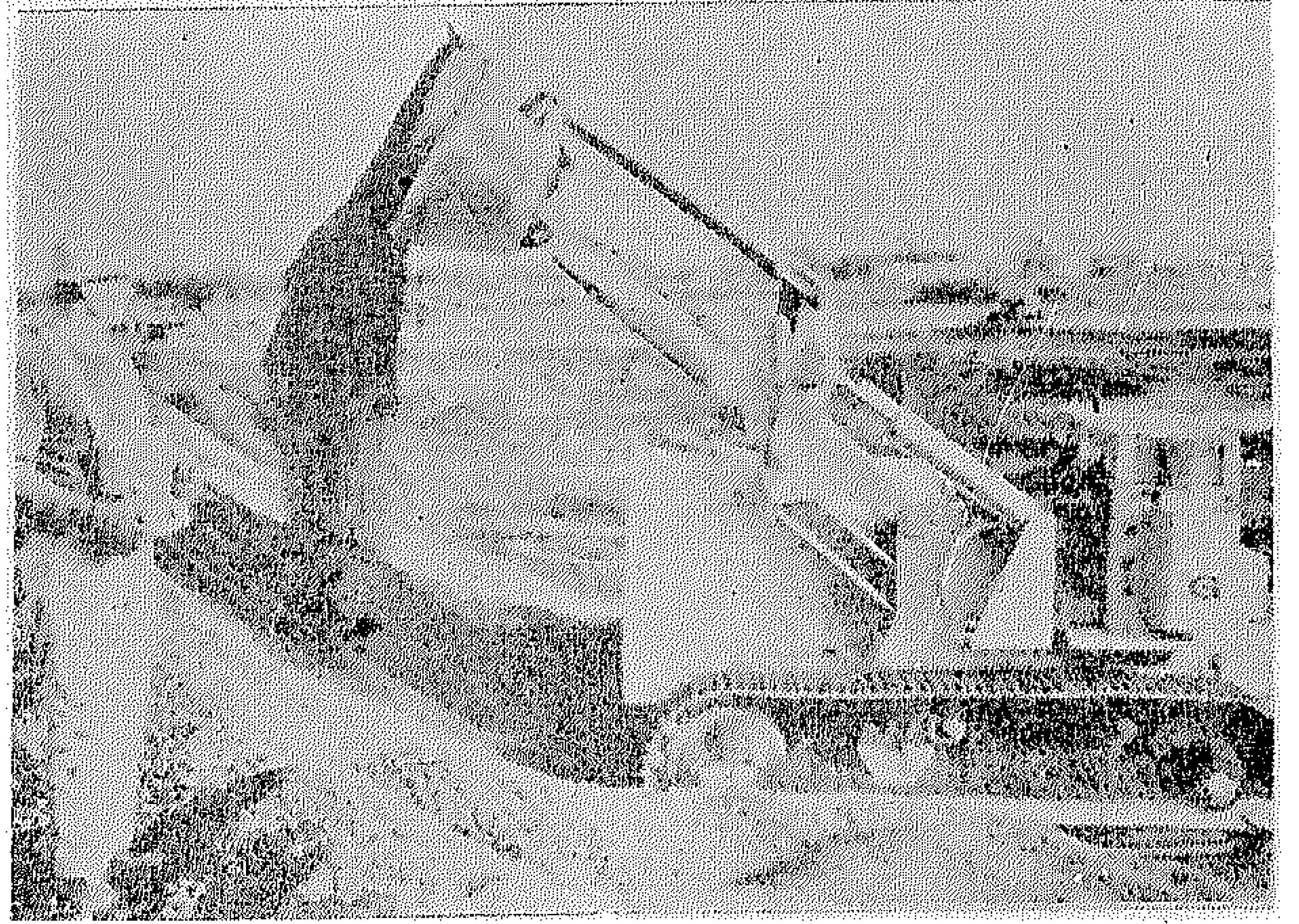
● **ذراع التطهير .**

وتستخدم الآلة الجديدة فى تطهير الترع والمصارف ويتحرك الذراع المطهر ٩٠ درجة إلى أعلى وأسفل كما يتحرك ١٩٠ درجة للأمام والخلف .

وتقول الشركة منتجة هذه الآلة أنها صممت أساساً لحل مشاكل المصارف بتطهيرها وصيانتها .



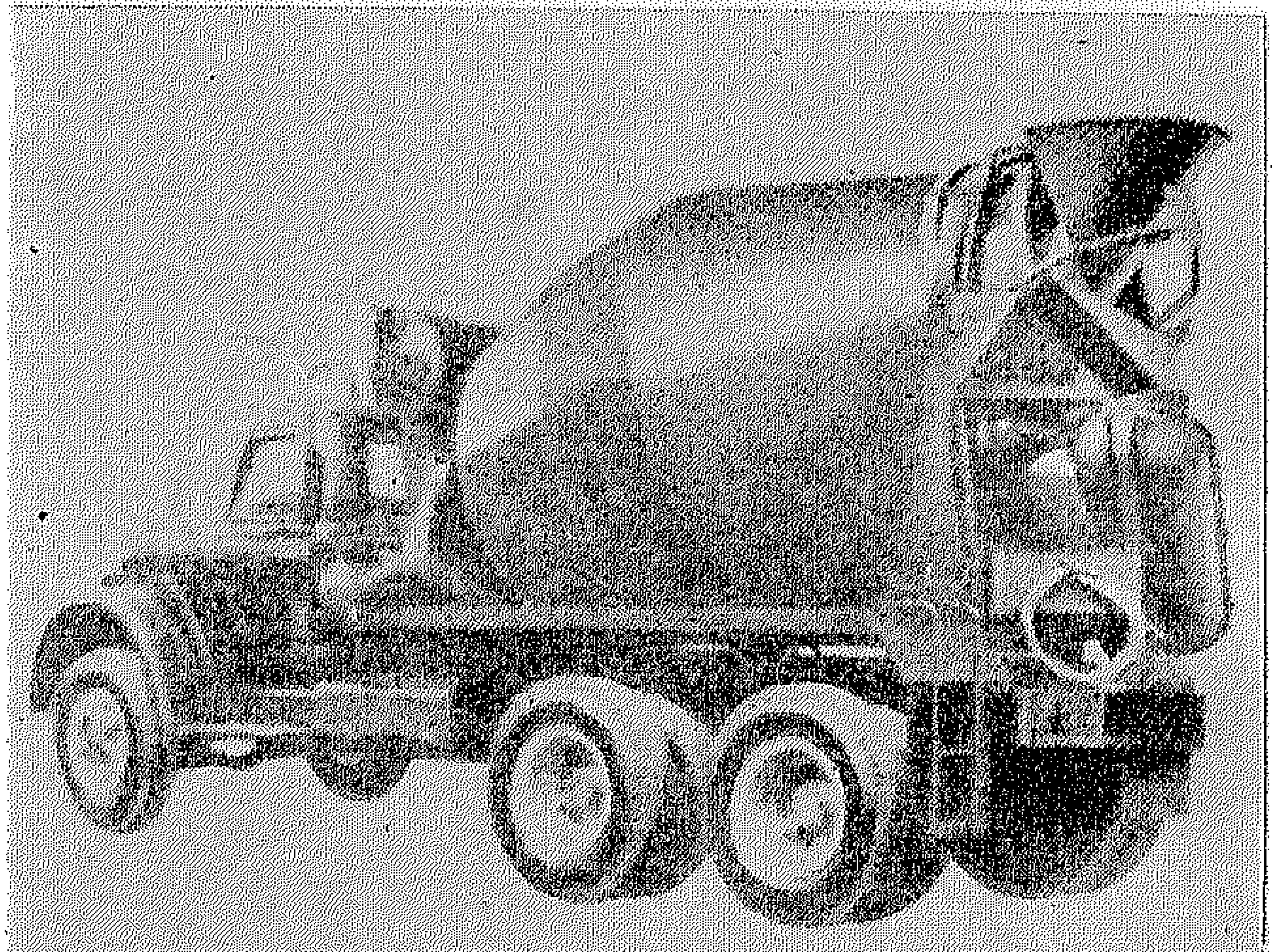
(شكل رقم ٥) ذراع لتطهير الخنادق ←



● **جرار وناقل أتربة يعمل بالاشارة .**

بواسطة راديو يستطيع العامل أن يقوم بتشغيل هذا الجرار لنقل الأتربة كما يرى فى الصورة ، فى استطاعته إدارة الماكنة وإيقافها وتشغيل الذراع للملء والتفريغ بواسطة جهاز إرسال حيث يوجد جهاز كهربائى للاستقبال فى الجرار نفسه ، وبذا يستطيع العامل أن يتحكم فى تشغيله وحتى فى سرعة الماكينة نفسها .

← (شكل رقم ٦) جرار وحفار يعمل بالإشارة



● **خلاط جديد متحرك .**

بواسطة زر فى كابينة السائق يمكن تحريك الخلاط ذو القطر الكبير لعمل الخلطة المطلوبة وقد صمم الخلاط المتحرك بحيث لا يكون هناك أى إجهاد على جسم الآلة التى تجره ، وواضح أهمية الحركة فى الخلاطات ونقلها إلى أى أماكن نائية .

← (شكل رقم ٧) خلاط متحرك



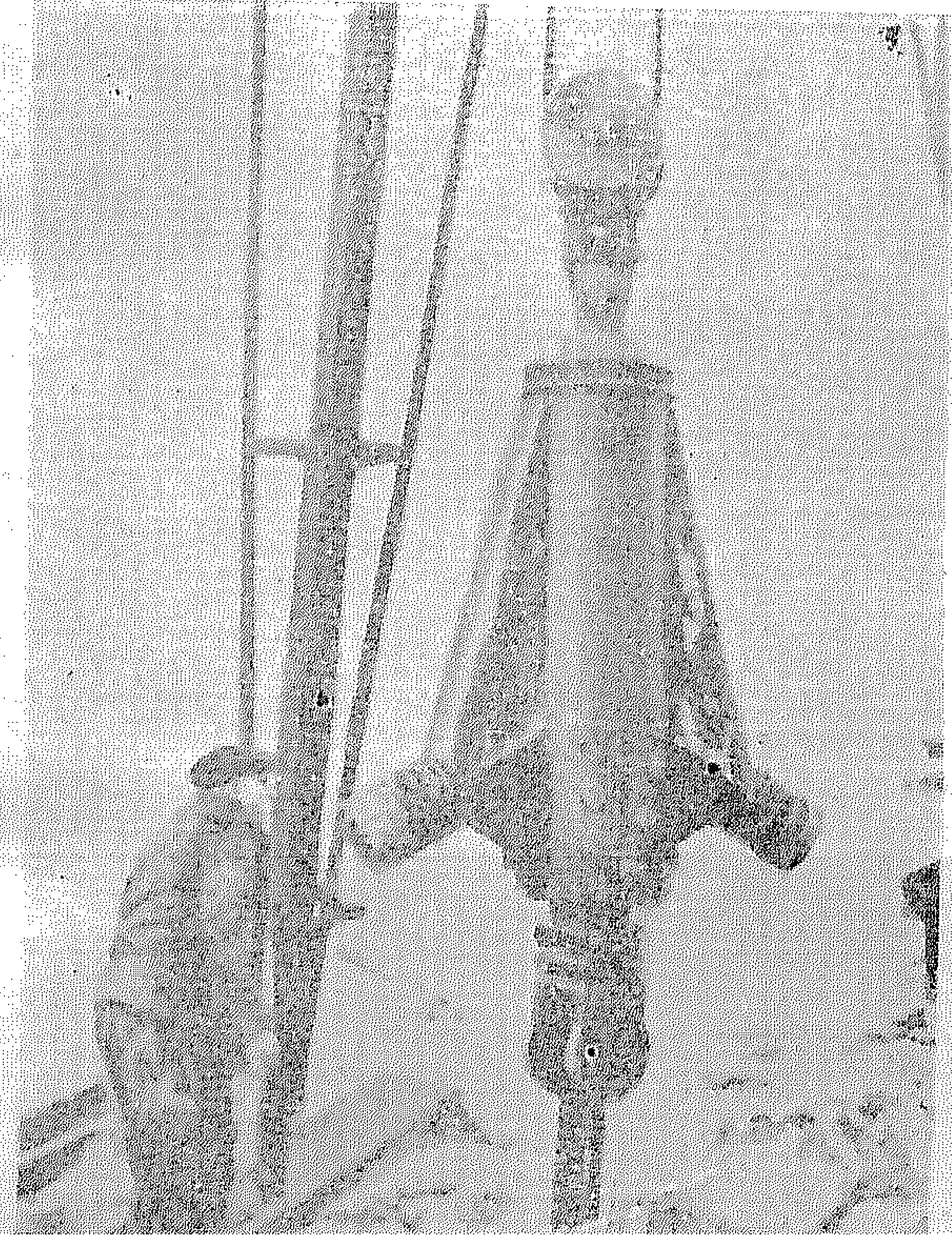
● **حفار جديد للخنادق .**

ويمتاز بصغره ويحفر خندقاً بعمق ٤٠ بوصة وعرض ٦ بوصة بمعدل من ١ — ٧ قدم فى الدقيقة حسب طبقة التربة .

ويمكن أن يتحرك على جنزير كما فى الصورة أو يتحرك على عجل .

ويصلح لعمليات الحفر الخاصة بالكابلات والمواسير وما شابه .

(شكل رقم ٨)
حفار خنادق



- **جهاز لشد الخوازيق من الارض .**

وقوة الشد فى هذا الونش تنتقل منه إلى الخازوق رأساً وذلك بواسطة عمود مركزى يوصل بنهاية الخازوق بينما أعلى الخازوق يتصل مباشرة بحلقة بالونش.

(شكل رقم ٩) آلة لشد الخوازيق ←

- **دكتافون . ركوردر للمهندسين .**

وآلة الإملاء هذه تمكن المهندس من إملاء تعليماته خارج مكتبه سواء أثناء مروره على العمليات الإنشائية أو بعدها ووزنه أقل من ٥ رطل ويعمل ببطارية من النيكل يمكن اعادة ملئها . تمكن من التسجيل المستمر لمدة ٤ ساعات قبل إعادة الملء الذى يتم بجهاز ملحق بالآلة .

→ (شكل ١٠)



- **مادة ناسفة جديدة ذات طاقة كبيرة .**

واسمها Aerex ويستخدم النوع رقم ١ منها للانفجار تحت الماء وفى الأرض الرطبة ويمكن صبها فى الماء وتفجيرها بواسطة مفجر كهربائى .

أما النوع رقم ٢ منها فأكثر حساسية .

والميزة فى هذا النوع الجديد من المفرقعات يشعر بقيمتها رجال سلاح المهندسين فى القوات المسلحة فالمعروف أن أصعب ما يقابلهم فى استخدام المفرقعات هى قابليتها للتخزين الطويل ولسوء التداول والنقل دون أن تتحلل أو تتلف أو تنفجر ذاتياً .

وهذا النوع قد حقق هذه الأغراض بجعل هذه المادة تتركب من عنصرين ا ، ب يعبأ كل منهما على حدة ولا يمكن لأيهما أن يتلف أو يتحلل أو ينفجر ، وعند الاستخدام يخلط النوعان بنسب معينة .

● **٢٣ لون لتغطية الأسفلت .**

يمكن وضع طبقات ملونة حتى ٢٣ لون فوق الأسفلت بعد الرصف به وهذه الطبقات تقى الأسفلت من أثر حرارة الشمس أو المؤثرات الناشئة من التجمد والبرودة ، وقد ظهرت أخيراً نشرة بالإستخدام والمواصفات من (أوهيو) .

● **للتحكم فى الصدأ .**

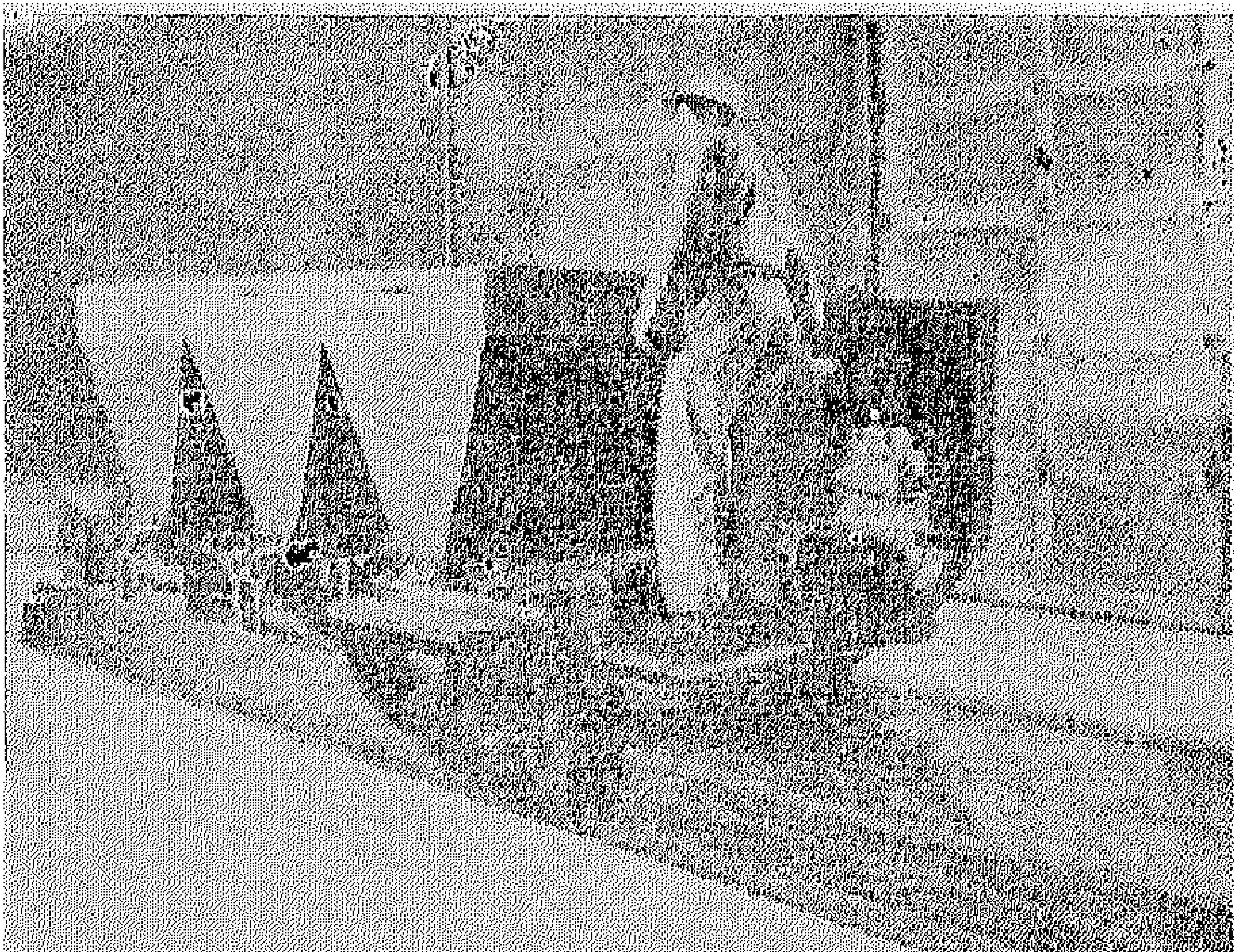
للتحكم فى صدأ وتآكل السطوح المعدنية ظهرت فى ديترويت بالولايات المتحدة عدة أبحاث تم طبعها مجمعة فى كتيب خاص وذلك لوقاية السطوح المعدنية بكافة أنواعها وصيانتها خاصة إذا كانت معرضة للعوامل التالية :

(١) الأحماض والقواعد الكيمائية .
(٢) الأبخرة والغازات .
(٣) المحاليل الكيمائية الصناعية المختلفة .
(٤) الجو .

وبهذه الأبحاث تفاصيل كافية تهم المهندسين .

● **آلة جديدة للخرسانة .**

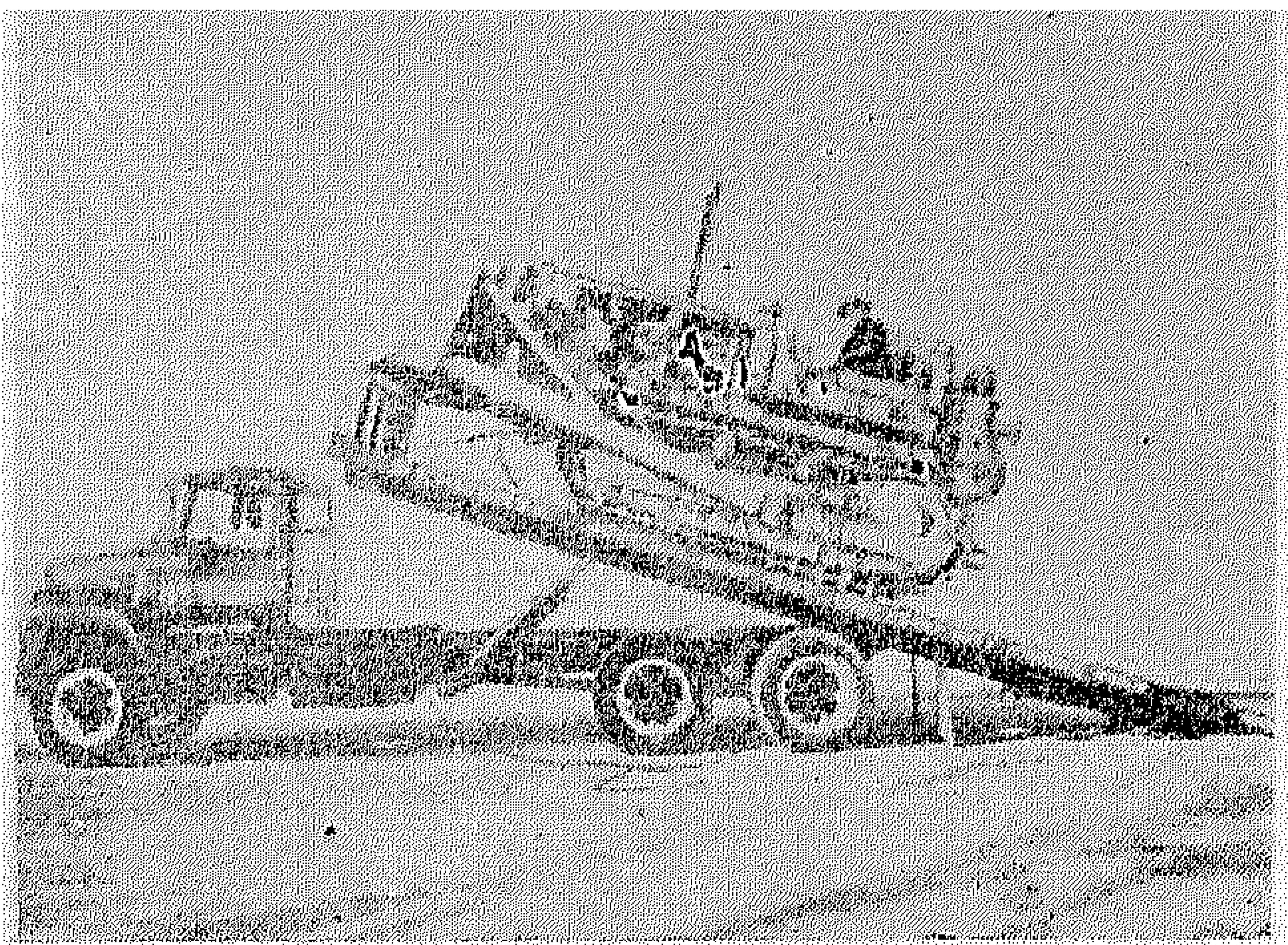
من النوع الهزاز لإنتاج الخرسانة السابقة الإجهاد والسابقة الإعداد إرتفاع الآلة ٥ قدم عرضها ٥٥ بوصة طولها ١٤ قدم ، تستطيع عمل سقف مفرغ ٤٠ بوصة عرض — وبسمك ٤ و ٦ و ٨ بوصة من خرسانة سابقة الإجهاد جيدة النوع منتظمة السطح .



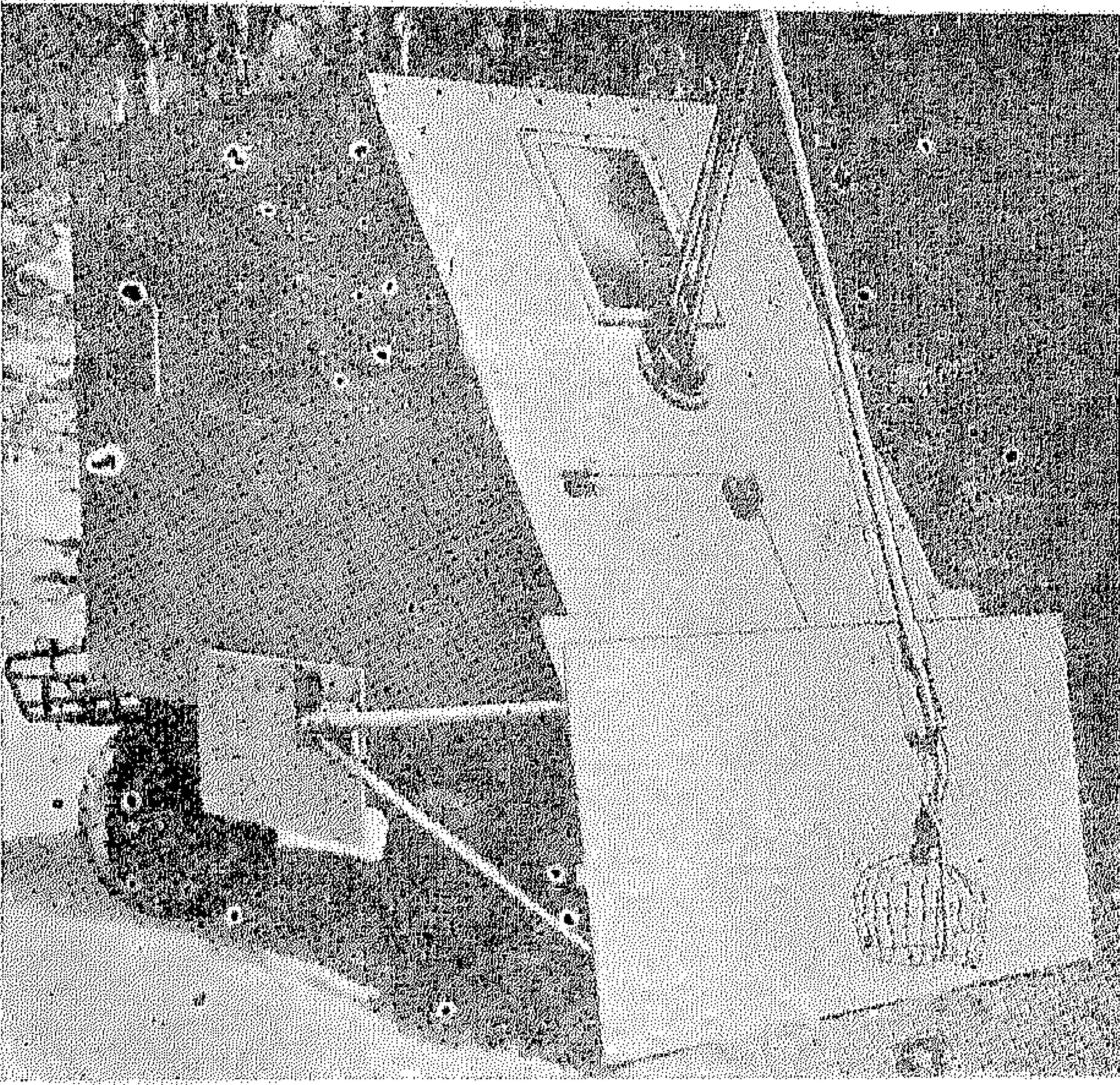
(شكل رقم ١١)

● **مزلقان يحمل ١٥ طن فوق العربة :**

مشكلة تحريك المعدة فوق مقطورة أو عربة يحلها هذا المزلقان الذي يحمل حمولات حتى ١٥ طن ويعمل هيدروليكياً وله ونش وحبل (٣٠ قدم) ، وهذا الرصيف (المزلقان) المتحرك يخفض ويوضع أمام المعدة التى يجرها الحبل المشار إليه وبالتالى تصبح فوق هذا الرصيف ، ومن ثم يمكن نقلها .



(شكل رقم ١٢)
مزلقان جديد



(شكل رقم ١٣)

● **لمهندسى القوات المسلحة .**

من المصاعب والأخطار التى تقابل مهندسى القوات المسلحة محاولة تفجير أو إزالة عبوة مفرقعات على أى صورة من الصور ، وتطهير المكان منها .. ويحدث أحياناً أن تزود العبوة « سواء كانت قنبلة . . أو غيرذلك » بأشراك خداعية لا تمكن المهندس الضابط من إزالتها بل قد تفضى عليه نتيجة الاهتزاز أوالشد أو الضغط .

ولهذا فى أنباء فبراير سنة ١٩٦٣ أن الجيش الأمريكى إبتكر الآلة الموضحة صورتها وهى تضمن بقاء الفرد داخل غرفة مدرعة فى الوقت الذى ينزل فيه ذراع ميكانيكى لجذب العبوة ورفعها . ويعمل بالعربة رجلان فقط .



(شكل رقم ١٤)
جهاز قياس الرطوبة بالتربة

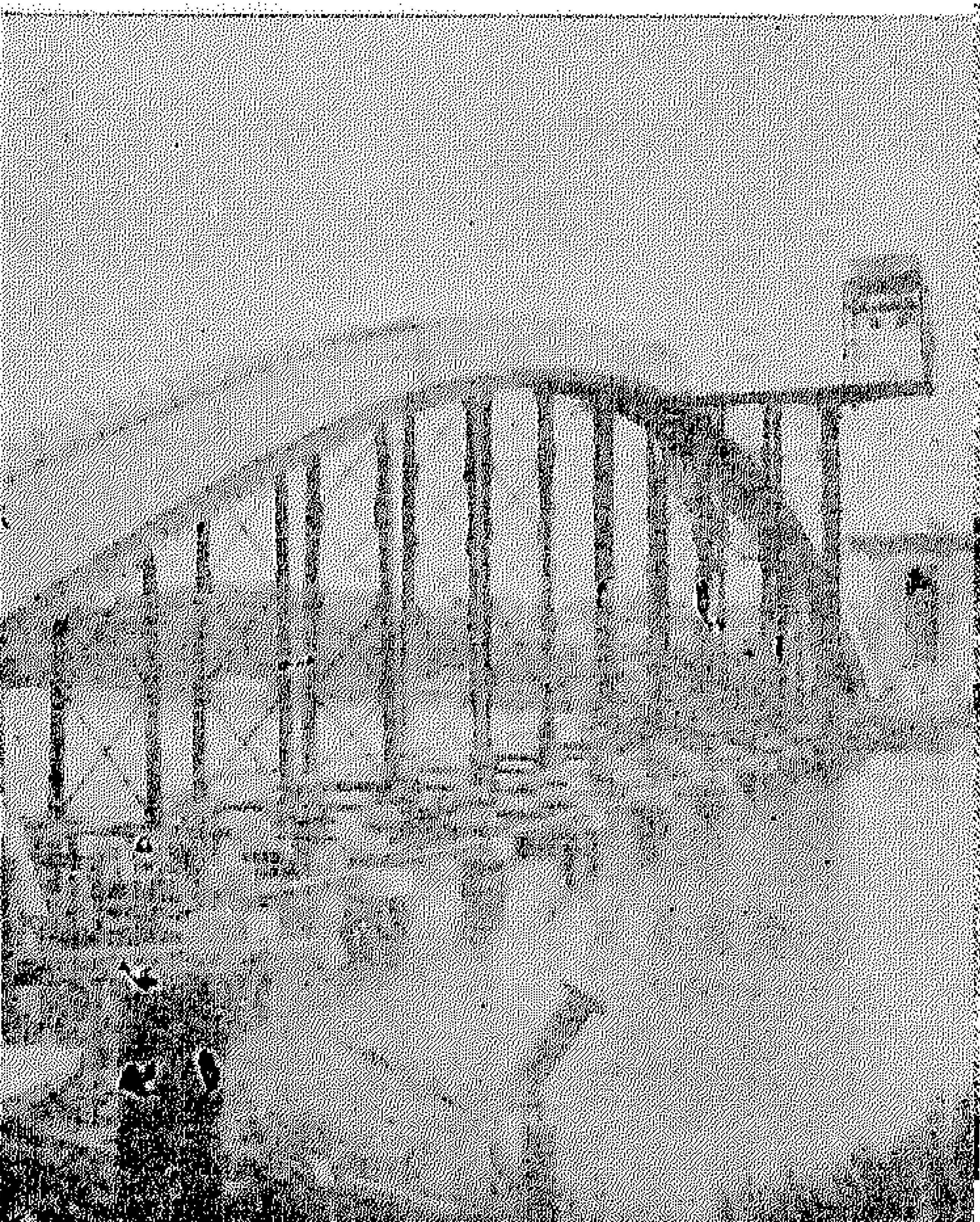
● **لقياس الرطوبه بالتربة .**

بواسطة شوكة ذات أصبعين بيد طويلة على شكل حرف ⅃ تنتهى بجهاز الكترونى يسجل النتائج على مقياس خاص ، يمكن قياس درجة الرطوبة الموجودة فى التربة وذلك بدفع الشوكة داخل التربة فيمر تيار كهربائى إلى الجهاز الالكترونى ويسجل النتيجة مباشرة .

الجهاز من إنتاج سان دياجو وثمنه ٨٩ دولار .

● **كوبرى فى استراليا .**

طوله ١٠٠٠ قدم ، أنشىء فى مدينة سيدنى على نهر « باراماتا » . ويتكون عقد الكوبرى من بلكات خرسانية مفرغة متلاصقة مع بعضها فوق شدة من الحديد ثم يملأ بينها بالأسمنت . ويبلغ وزن البلكات ٥٠ طن . وعند إزالة الشدة الحديدية يصبح الكوبرى محملا بواسطة هذه العقود التى يبلغ عددها أربعة .



مطالعات متفرقة

● وسيلة جديدة لضغط التربة لتسهيل الانشاءات البحرية .

الطريقة الجديدة التى ابتكرتها الشركة الألمانية (جون كيللر) لمشروعات الموانى والأحواض تعاون معاونة فعالة فى إنشاء أساسات الأحواض والموانى . والطريقة أساسها ضغط التربة الرملية المتفككة عند إنشاء الأساسات فى المنشآت البحرية باستخدام طريقة آلية لذبذبة التربة وضغطها وتعرف هذه الطريقة بالألمانية باسم :
"Das Rutteldruckverfahren"

وهى تهدف إلى انضغاط التربة بدرجة عالية أكثر مما تحققه آلات الضغط السطحية المعروفة .

وفكرة هذه الآلة تتلخص فى إدخالها فى التربة إلى العمق المطلوبة . ومن هذا العمق الذى وصلت إليه فما فوقه تقوم هذه الآلة بأحداث ضغط فى التربة فى حجم كرة نصف قطرها (١٫٥ متر) وتتكرر هذه العملية بإحداث كرات أخرى مضغوطة بجوارها وأعلاها وهكذا وبهذه الطريقة تتعرض التربة للانضغاط بذبذبات أفقية ورأسية من الماكنة الضاغطة .

ومن المفضل استخدام هذه الطريقة فى التربة المزمع تعرضها لمنشآت ثقيلة أو حيثما تكون الضغوط فى التربة غير منتظمة . ويكون إنشاء الأساسات على عمق كبير أمراً غير اقتصادى — أو للتربة التى تتعرض لذبذبات كبيرة — أو للتربة التى تتواجد فيها المياه تحت الأرضية بدرجة شنيعة ولا تسمح إلا بإنشاء أساس على عمق قريب — أو لتقليل الضغط على الألواح الساندة . . . الخ .

وقد جربت هذه الطريقة فى ميناء للصيد بهامبورج .

● الكاو — دوزر .

المعروف عن البلدوزر أنه آلة لجرف الأتربة بدفعها من الخلف إلى الأمام بواسطة السكينة الموجودة أمامه والتى يمكن رفعها لأعلى وأسفل .

كذلك الأنجل دوز — يمكن للسكينة أن تعمل بزاوية جانبية .

وابتكرت إحدى الشركات أخيراً مايسمى بالكاو — دوزر وهى فى طريق إنتاج السكالف — دوزر .

وفكرة الكاو — دوزر تقوم على استغلال آلة البدوزر حيثما يصعب عمل البلدوزر .

فالمعروف أن البلدوزر عند ما يعمل على قمة عالية يخشى عليه أن ينزلق منها أثناء دفعه التراب من الخلف إلى الأمام . كذلك عند ما يعمل على شاطىء بحيرة أو مصرف أو ترعة يخشى عليه أثناء دفعه التراب من الخلف إلى الأمام أن ينزلق للماء .

لذلك رؤى عمل الكاو دوزر ليجرف التراب من الأمام إلى الخلف ولهذا فإن سكينته أطول ذراعاً وتتحرك الآلة من الأمام إلى الخلف وبالتالى تفيد فى مثل هذه الحالات .

أما — ما هو الكالف — دوزر . فنحن فى الانتظار .

ملخص الموضوعات
بالقسم الانجليزي

مخلفات معامل تكرير البترول

للدكتور المهندس محمد العطافى سنبل
والمهندس حسن رمضان هدارة

المياه الملوثة بالزيت

توجد ثلاثة معامل بترول رئيسية فى الجمهورية العربية المتحدة أحدها فى المكس بالأسكندرية والآخرين فى السويس – ومن مشاكل تلك المعامل ، مشكلة التخلص من المياه الملوثة بالزيت والتى تؤثر على السواحل والمياه الساحلية وعلى الأسماك وتبدأ المقالة بدراسة تصميم أحواض فصل الزيت وعلى الأخص حوض فصل الزيت الخاص بمشروع تفحيم المازوت بمعمل تكرير البترول بالسويس ، وقد تم تصميم ذلك الحوض طبقاً لبعض القواعد التى وضعتها جمعية البترول الأمريكية — وقد عمل حلين لهذا الحوض أحدهما يشمل جميع كميات المياه الملوثة من مصنع تفحيم المازوت بالإضافة إلى معمل زيوت التزييت بكفاءة قدرها ٢٠٢٠ متر مكعب فى الثانية — ووجد أنه من الواجب أن يحتوى الحوض على خمسة غرف أساسية عرض كل منها ٥ متر وطولها ١٠ متر وعمقها ١٫٥ متر — أما الحل الثانى فهو باستعمال حوضين منفصلين لكل من مصنع التفحيم ومعمل زيوت التزييت ويحتوى كل حوض على خمسة غرف عرض كل منها حوالى ٣ متر وطولها ١٫٥ متر وعمقها ١٫٢٠ متر .

ومرفق بالمقالة بعض الرسومات التصميمية لحوض فصل الزيت وحوض الكشط .

وبالمقالة وصف لبعض الأنواع الحديثة من أحواض فصل الزيت التى تستخدم ألواحاً متوازية والتى يساعد وجودها على الأقل من اضطرابات السريان وتحسن عملية الفصل .

كذلك تحوى المقالة وصفاً لعملية اللهب والإطفاء (Flare and Blow down) وهى تعتبر نوعاً من الاجراءات التنفسية والتى تستخدم فى أحوال الحريق أو ما يشابهها من الأحوال العاجلة .

وفى إحدى هذه الطرق يسرى السائل والأبخرة إلى مستودع إطفاء يتصل بمدخنة لهب حيث تحرق الغازات أعلى المدخنة ويستعمل المستودع ليفصل السوائل من الغازات الموجودة تحت ضغط ويرجع السائل مرة أخرى إلى مستودعات التخزين بواسطة مضخة .

أما الطريقة الأخرى فهى أن تسرى الزيوت الساخنة ذات الضغط المنخفض إلى مدخنة الإطفاء حيث يضاف عليها ماء لتبريدها ثم يقاد السائل إلى المجارى ويترك الغاز ليتسرب فى الجو .

سلوك الهياكل الخرسانية المسلحة

للدكتور المهندس محمود نصر

تقدم نظرية المرونة عند تطبيقها فى الخرسانة المسلحة أسس وقواعد مبنية على توزيع خطى للجهود تحت تأثير الأحمال الشغالة مع ثبوت النسبة بين معاملى المرونة للحديد والخرسانة فى حين ظهرت فى الآونة الأخيرة نظرية الحمل الحرج « طاقة التحمل » كبديل للأولى فى تصميم الخرسانة المسلحة ، مؤسسة على إيجاد معامل أمن مناسب بالنسبة للحمل الذى يؤدى إلى إنهيار المنشأ .

يعالج هذا البحث بطريقة نظرية وعملية مدى تطابق كل من النظريتين مع نتائج التجارب العملية لجمالونات الخرسانة المسلحة ذات المجهول الاستاتيكى الواحد ، وينقسم هذا البحث إلى قسمين — الأول يشتمل على تحليل الجهود العمودية فى قطاعين حرجين طبقاً لنظرية المرونة . والقسم الثانى يحتوى على تحليل شامل لدراسة تشكل الجمالونات فى مرحلة الكسر وكيفية حدوث الإنهيار .

بالمقارنة بين نتائج التجارب والحسابات النظرية اتضح ما يلى :

١ — إيجاد القيم الاستاتيكية طبقاً لنظرية المرونة وبدون أخذ حديد التسليح فى الاعتبار لا أعترض عليه .

٢ — حساب الجهود طبقاً لنظرية المرونة ، يحيد عن نتائج التجارب ولا يتفق معها فى مراحل التحميل المختلفة .

٣ — ثبت أن المستويات قبل التشكل تظل أيضاً مستوية بعد التشكل حتى مرحلة الكسر .

٤ — فيما عدا القطاعات قوية التسليح — النادرة فى الحقل العملى — فإن استعمال تسليح الضغط لا يؤدى إلى أى زيادة فى عزم المقاومة للقطاع .

٥ — الانهيار يحدث بمجرد حدوث مفصلات لدنة تجعل المنشأ حر الإنحناء .

٦ - يوصى باستعمال نظرية الحمل الحرج « طاقة التحمل » فى تصميم الجمالونات الخرسانية المسلحة لأنها تعطى نتائج أقرب إلى الواقع من نظرية المرونة .

التيارات الحرارية فى نموذج لقناه

للدكتور المهندس أحمد محمد السباعى

إن تحويل جزء من مياه القنوات والأنهار لإستخدامها فى التبريد فى محطات القوى البخارية يتسبب عنه عدة مشاكل إحدى هـذه المشاكل هو رجوع كمية من مياه التبريد إلى مأخذ المحطة مرة أخرى بعد استخدامها وارتفاع درجة حرارتها وطردها فى القناة أو النهر مما يسبب إرتفاع درجة حرارة مياه التبريد عند المأخذ وبالتالى انخفاض جودة المحطة.

وهذا البحث يشتمل على دراسة عملية لهذه المشكلة فى نموذج لإحدى القنوات وذلك بقياس وبيان توزيع درجات الحرارة فى القناة بين مأخذ ومخرج المحطة واستخدام هذه القراءات فى تقدير كمية مياه التبريد التى ترجع إلى مأخذ المحطة . ومن ذلك أمكن معرفة أنسب كمية مياه تحول من القناة للتبريد ولا تسبب انخفاض كبير فى جودة المحطة .

حل رياضى لطبقة الإنسياب الجدارى

للدكتور المهندس السيد مرسى عفيفى

يسعى العلماء جاهدين للعمل على تخفيض القدرة اللازمة لتحريك الأجسام فى الموانع وذلك حتى يتمكنوا من تسيير هذه الأجسام أطول مسافة بأقل طاقة ممكنة . وتظهر أهمية هذه المسألة فى تصميم الغواصات والطوربيدات البحرية . ولقد قام الكثيرون بأبحاث عديدة لدراسة طبقة الانسياب الجدارى التى تتكون على سطوح الأجسام وطرق التحكم فيها.

والباحث هنا يدرس نظرية جديدة فى هذا الشأن لتخفيض مقاومة الجر الاحتكاكى للأجسام وأساس هذه النظرية هو تكوين طبقة غازية رفيعة تفصل بين سطح الجسم والماء المحيط بها .

وبإختبار سطح مستو يفصل بينه وبين سطح الماء طبقة غازية دقيقة ثابتة السمك استطاع الباحث أن يجد حلا رياضياً متكاملا لنمو طبقة الانسياب الجدارى فى الماء بدلالة سرعة تيار الماء وسمك الطبقة الغازية وطول السطح المستوى .

وقداستخدم المؤلف طريقة Laplace Tranefamation فى إيجاد الحل وقد توصل إلى أنه إذا كان من الممكن تثبيت طبقة الغاز الفاصلة بين السطحين فإن مقاومة الجر الاحتكاكى تخفض قيمتها بمعدل مائة مرة حين مقارنتها بمقاومة الجر الاحتكاكى المتكونة من تحرك نفس السطح المستوى فى الماء وذلك عند تثبيت نفس Water Regmold's No. فى الحالتين .

حالة الشد الأولى للرفاصات البحرية في أنبوبة كورت

للدكتور المهندس فؤاد بهجت

يناقش هذا البحث حالة الشد الأولى للرفاصات البحرية التى تعمل داخل أنبوبة كورت . وبدأ البحث بعرض مقتضب لتصميم تلك الرفاصات البحرية بالطرق النظرية كما قدم ملخصاً لنتائج التجارب التى تمت فى كل من القناة المائية وكذلك فى نفق التكهف على نماذج الرفاصات التى تعمل فى أنبوبة كورت .

وقدم البحث بعد ذلك تعريفاً لحالة الشد الأولى لتلك الرفاصات ثم ناقش موضوع الأبعاد الرئيسية القصوى لكل الرفاص وأنبوبة كورت على حدة .

وكانت الدراسة الأولى للابعاد القصوى لأنبوبة كورت التى تتمشى وحالة الشد الأولى ؛ وأخذ فى الاعتبار الأبعاد التالية : نسبة طول أنبوبة كورت إلى قطرها وشكل جسم الأنبوبة نفسها وزاوية فتحتها مع محور الرفاص وكذلك أخذ فى الاعتبار نسبة إنحناء مقطع جسم الأنبوبة .

أما الدراسة الثانية فكانت تختص باختيار أنسب الأبعاد العامة للرفاص الذى يعمل داخل أنبوبة كورت لكى نحصل منها على أقصى قدرة فى حالة الشد الأولى ؛ وقد أخذ فى الاعتبار شكل جناح الرفاص ومساحة ذلك الجناح وكذلك عملت دراسة على أنسب مقطع للجناح ؛ وأخيراً نوقش تأثير عدد أجنحة الرفاص وتأثير اختلاف الخطوة بطول الجناح على مقدار الشد .

واختصت الدراسة التالية بالرفاصات التى تعمل داخل اسطوانة محورية ، فيما يختص بحالة الشد الأولى وقدرت نسبة انخفاض الشد باستخدام الاسطوانة المحورية عند مقارنتها بالرفاص الذى يعمل فى أنبوبة كورت ووجد أن تلك النسبة تبلغ حوالى النصف بصرف النظر عن خطوة الرفاص المستخدم .

وأخيراً عملت دراسة على بعض العوامل الأخرى التى لها علاقة بحالة الشد الأولى للرفاصات البحرية التى تعمل فى أنبوبة كورت وهى : معامل الدفع المفقود والتوزيع الدائرى للسرعات المستنتجة داخل أنبوبة كورت ، وأخيراً ظاهرة انفصال المياه من جسم الأنبوبة .

SYNOPSIS OF THE SUBJECTS PUBLISHED IN THE ARABIC SECTION

WATER REQUIREMENTS AND SUITABLE IRRIGATION METHODS

by

Prof. Dr. EL SAYED A. EL SAMNY

In Arid Zone, as the case in the U.A.R., agriculture depends completely upon irrigation.

Land Reclamation policy requires taking all measures to conserve water resources and to control the irrigation water in the precipitation, conveyance and utilization zones.

In the utilization zone, the choice of the most appropriate irrigation methods that suit soil properties, and water requirements for different crops is of great importance. The economic and efficient use of irrigation water and soil (the most precious resources of our country) should always be taken into consideration in the planning of reclamation projets and are the basic elements to a permanent and profitable agriculture.

In order to develop and utilize to the maximum, the soil and water resources of the country, it is necessary that the inter-relationships between the soil, water and plants be established.

This study is an approach for the determination of :

(a) Water requirements in newly reclaimed areas in the Delta.

(b) Suitable irrigation methods for these areas.

Three methods have been used in estimating crop water requirements for the different three main soil textures (Sandy, Loamy and Clayey) in the new areas of the Delta for the proposed crop rotations :—

(a) Blaney and Criddle method.

(b) Haargreav's Method.

These two empirical methods are used in the United States to estimate consumptive use for each crop. Some modifications, to these methods have been introduced and values for the consumptive use coefficient have been assumed to suit the conditions in the Delta. Values for farm irrigation and conveyance efficiencies were also assumed to compute the total consumptive use.

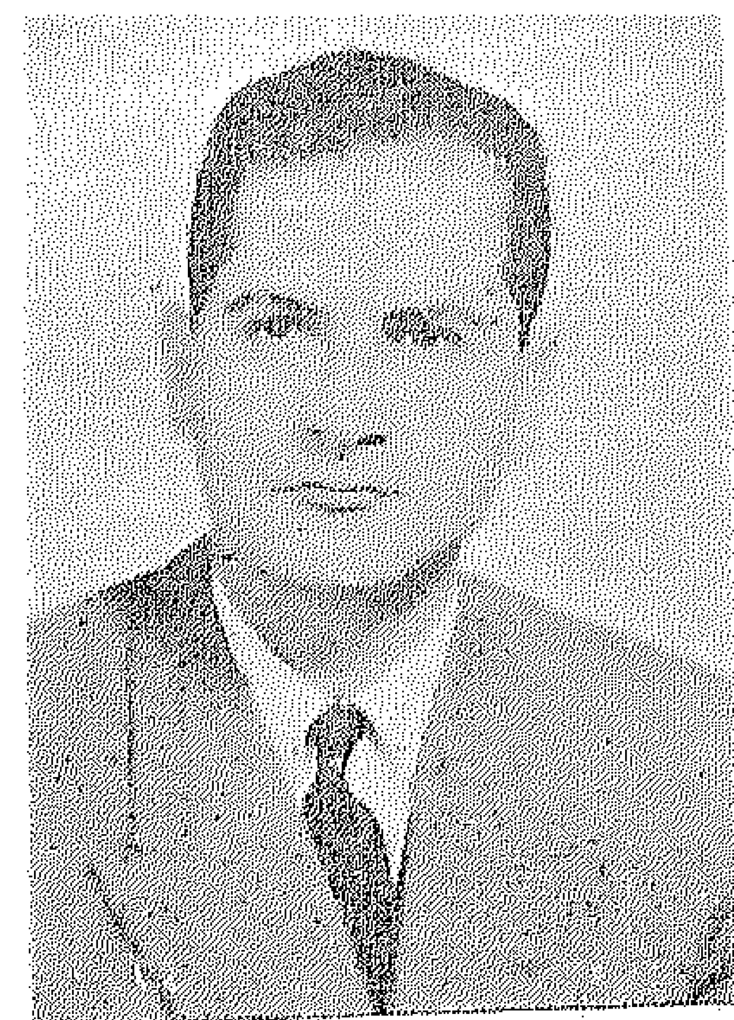
(c) The Egyptian Practice based on long observations and upon the results obtained from experimental stations in the Delta.

Water requirements for each crop, and for each crop rotation as well as water duties for the new areas in the Delta could be successfully estimated by the use of these empirical methods and by assuming reasonable values for application, storage and crop-use efficiencies. The assumed values for these efficiencies are based on field experiments.

Goodrich method used to estimate the average consumptive use in large areas has been investigated. Results obtained from applying the inflow and outflow method in the Delta conform with those obtained from Goodrich method.

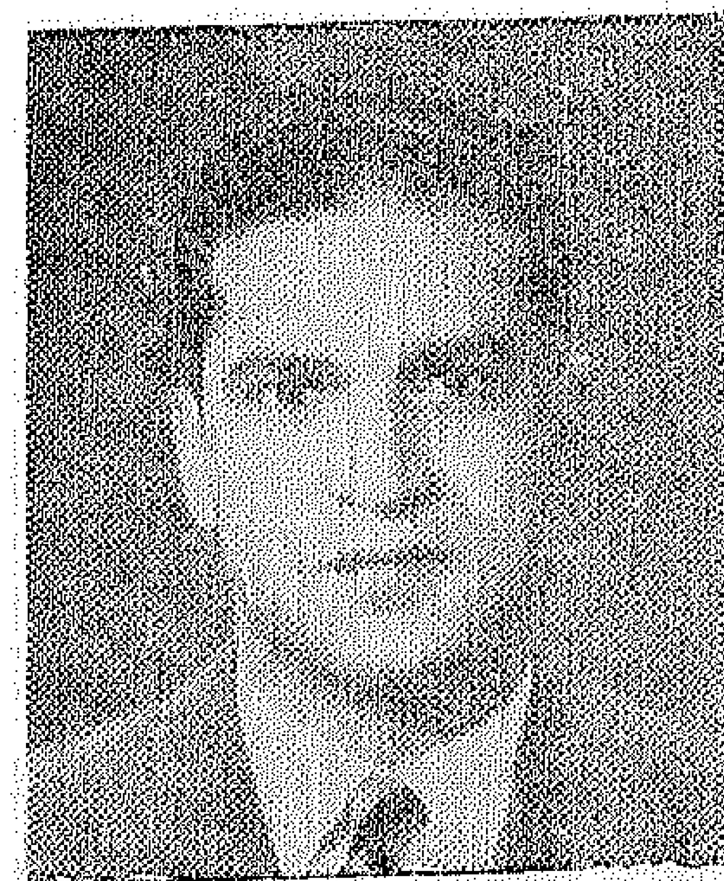
Since Desert Areas, mainly of sandy soil texture ; form a major part of the areas to be reclaimed in the agricultural extention program in the U.A.R. ; results of experiments made on the use of sprinkling irrigation and contour irrigation methods have been investigated from the technical and economical aspects. Recommendations regarding the selection of the best irrigation methods to suit the conditions in each area, are given.

Dr. Ing. MAHMOUD NASR,



- B.Sc., Civil Engineering, Cairo University, 1951.
- Dr. Ing. T.H., Munich—Germany, 1955.
- Member of the International Prestressed Concrete Society.
- Member in the Committees for Reinforced and Prestressed Concrete of the Building Research Centre.
- Author of several articles and papers on Prestressed and Reinforced Concrete.
- Lecturer of Reinforced Concrete, Faculty of Engineering, Cairo University.

Dr. EL-SAYED AFIFI



- B.Sc. Mech. Eng. 1949, Alexandria University.
- M.Sc. Mech. Eng. 1953, Alexandria University.
- Ph.D. Mech. Eng. 1959, University of Michigan, U.S.A.
- Author of several published articles in the field of Mechanical Engineering.
- Lecturer in the Mechanical Engineering Dept., Alexandria University.

Prof Dr. EL SAYED AHMED EL SAMNY.



- B.Sc. Distinction May 1939, Faculty of Eng., Cairo University, U.A.R.
- M.Sc. Degree 1943, Faculty of Eng., Cairo University, U.A.R.
- M.D. Degree 1949, Faculty of Eng., University of California, U.S.A.
- International Congress on the Utilization and Conservation of Natural Resources—United Nations, New York 1949.
- International Congress on Irrigation and Drainage, Madrid—Spain 1960.
- Asst. Under Secretary of State, Ministry of Land Reform and Land Reclamation.

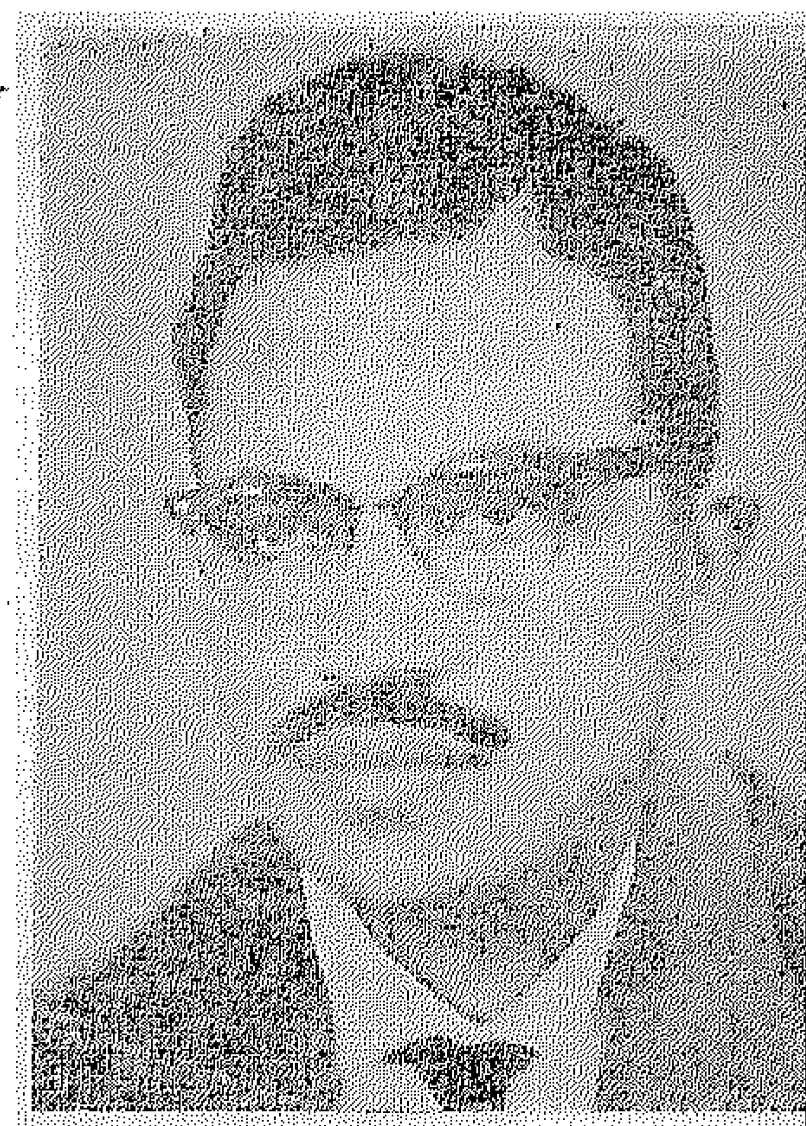
ENG. EZZ. M. FARAG



- B.Sc. (Civil Eng.) 1942, Cairo University.
- Diploma in Military Engineering (U.S.A.).
- Author of several articles and books in Military Engineering.
- Command of Military Engineering Academy in the U.A.R. Armed Forces up to 1961.
- Chief of Staff in the Engineering Department (Military Engineering) in U.A.R. Armed Forces.

ABOUT THE AUTHORS

Dr. MOHAMED ATTAFY SINBEL



- B.Sc. 1949, Alexandria University.
- D.I.C. 1951, Imperial College, London University.
- Ph.D. 1953, Imperial College, London University.
- Member I.A.H.R. (International Association of Hydraulic Research)
- Member of the Academic Secretariat of the U.A.R. Science Council.
- Awarded the state prize for Science in U.A.R. in 1961.
- Assistant Professor of Hydraulic machines, Faculty of Engineering, Ein Shams University.

Eng. HASSAN R. HADDARA



B. Sc. Mech.—Cairo University 1944.

Dept. Petroleum Technology City and Guilds

Author of several researches in the field of Petroleum.

General Director of Petroleum Refinery Laboratory,—Mex—Alexandria and Marine Workshop at Suez.

Dr. AHMED MOHAMED EL-SIBAIE



- B.Sc. in Mechanical Engineering, Alexandria University, May 1950.
- M.Sc., State University of Iowa, Iowa City, Iowa, U.S.A., June 1955.
- Ph.D. in Fluid Mechanics and Hydraulic Machinery, Kansas State University, Manhattan, Kansas, U.S.A., May 1957.
- Associate Member, American Society of Mechanical Engineers (A.M.A.S.M.E.).
- Lecturer, Faculty of Engineering, Ein Shams University, Cairo.

REFERENCES

1.—Kort, L. "Der neue Düsenschraubenartrieb". Werft, Reederei und Hafen, Vol. 15, 1934.

2.—Stiess, W "Erweiterte Strahltheorie fur Düsenschrauben mit und ohne Leitapparat". Werft, Reederei und Hafen, Vol. 17, 1936.

3.—Horn, F. and Amtsberg, H. "Entwurf von Schiffdüsensystemen (Kortdüsen)". Jahrbuch der Schiffbautechnischen Gesellschaft, Vol. 44, 1950.

4.—Horn, F. "Beitrag zur Theorie optimaler Düsenschrauben (Kortdüsen)" Jahrbuch der Schiffbautechnischen Geselschaft, Vol. 41, 1940.

5.—Dickmann, H. E. and Weissinger, J.: "Beitrag zur Theorie optimaler Düsenschrauben (Kort düsen)" Jahrbuch der Schiffbautechnisahen Gesellschaft, Vol. 49, 1955.

6.– Kuchemann, D and Weber, J. "Aerodynamics of Propulsion", Mcgraw-Hill Book Co., 1953.

7.—Manen, J. D. van. "Open Water Test Series with Propellers in Nozzles", International shipbuilding Progress No. 3, 1954.

8.—Kobylinski, L. "The Calculation of Nozzle Propeller Systems Based on the Theory of Thin Annular Airfoils with Arbitrary Circulation Distribution", International Shipbuilding Progress, 1961, Vol. 8, No. 88.

9.—Morgan, W. B. "A Theory of the Ducted Propeller with a Finite Number of Blades", University of California, Institute of Engineering Research, Berkeley, California, 1961.

10.—Manen, J. D. Van. "Recent Research on Propellers in Nozzles", Journal of Ship Research No. 2, 1957.

11.—Manen, J. D. Van, and Superina, A. "The Design of Screw Propellers in Nozzles", International Shipbuilding Progress, Vol. 6, No. 55, 1959.

12.—Manen, J. D. Van. "Effect of Radial Load distribution as the Performance of Shrouded Propellers", International shipbuilding Progress, Vol. 9, No. 93, 1962.

13.—Bahgat, F. "Marine Propellers at the Bollard Condition", The Proceedings of the Engineering Societies, Vol. 1, 1962.

14.—Burrill, L. C. and Yang, C. S. "The Effect of Radial Pitch Variation on the Performance of a Marine Propeller", Trans. Royal Institution of Naval Architects, Vol. 95, 1953.

Vp_x = axial velocity at the location of the screw in the nozzle at radius x.

V_p = Velocity at the location of the screw in the nozzle.

= λ cyl. × n D.

λ cyl. = advance coefficient of the screw in the nozzle.

Separation Phenomena

When plotting the test results on the B 4-55 model screw in nozzles No. 2 to No. 11; a knuckle can clearly be osberved in the $K_T - \lambda$ curves. This represents the point at which the separation phenomena in the nozzle can be noticed.

Moreover, such phenomena has been observed to occur for the screw nozzle combination at very low loading conditions.

From these considerations it was necessary to check for the previously tested screw nozzles; whether or not the occurrence of the separation phenomena takes place at important loading conditions. In order to investigate such problem, the advance coefficient λ, at which the separation phenomena starts, has been computed for the previous nozzles (Table VI). These have been drawn on (Fig. 23) on a base of pitch ratio. This figure shows that, in general, the separation phenomena is retarded with the increase in pitch ratio. The start of the separation of flow seems to occur also from the bollar condition.

In a way to increase the effectiveness of the nozzle propeller combination; it was recommended to use a nozzle profile having high lift coefficient characteristics. The limitation to such profile performance, however, was restricted by the separation of flow at either the leading or diffusing points of the nozzle.

With the modification of the nozzle form as well as the application of the Kaplan type screw; the actual model tests made on five such screws namely the A, B, C, D and E screws, in the cavitation tunnel, with nozzle No. 19 (camber ratio 0.07) no separation of the flow has been observed. However, tests with a similar nozzle profile with α_1 = 5 degrees and a camber ratio of 0.04 did show separation of flow.

Finally since no knuckle can be observed on the $K_T - \lambda$ diagrams of both the K-type as well as the Ka-type screws it can be safely concluded that the separation phenomena does not take place at least within the working range of the experimental tests.

vi—K_T values Nozzle Only (K a 4-55 screws)

Nozzle No. / H/D	19	19 A
1.6	0.500	0.485
1.4	0.425	0.412
1.2	0.350	0.343
1.0	0.275	0.260
0.8	0.202	0.190
0.6	0.120	0.120

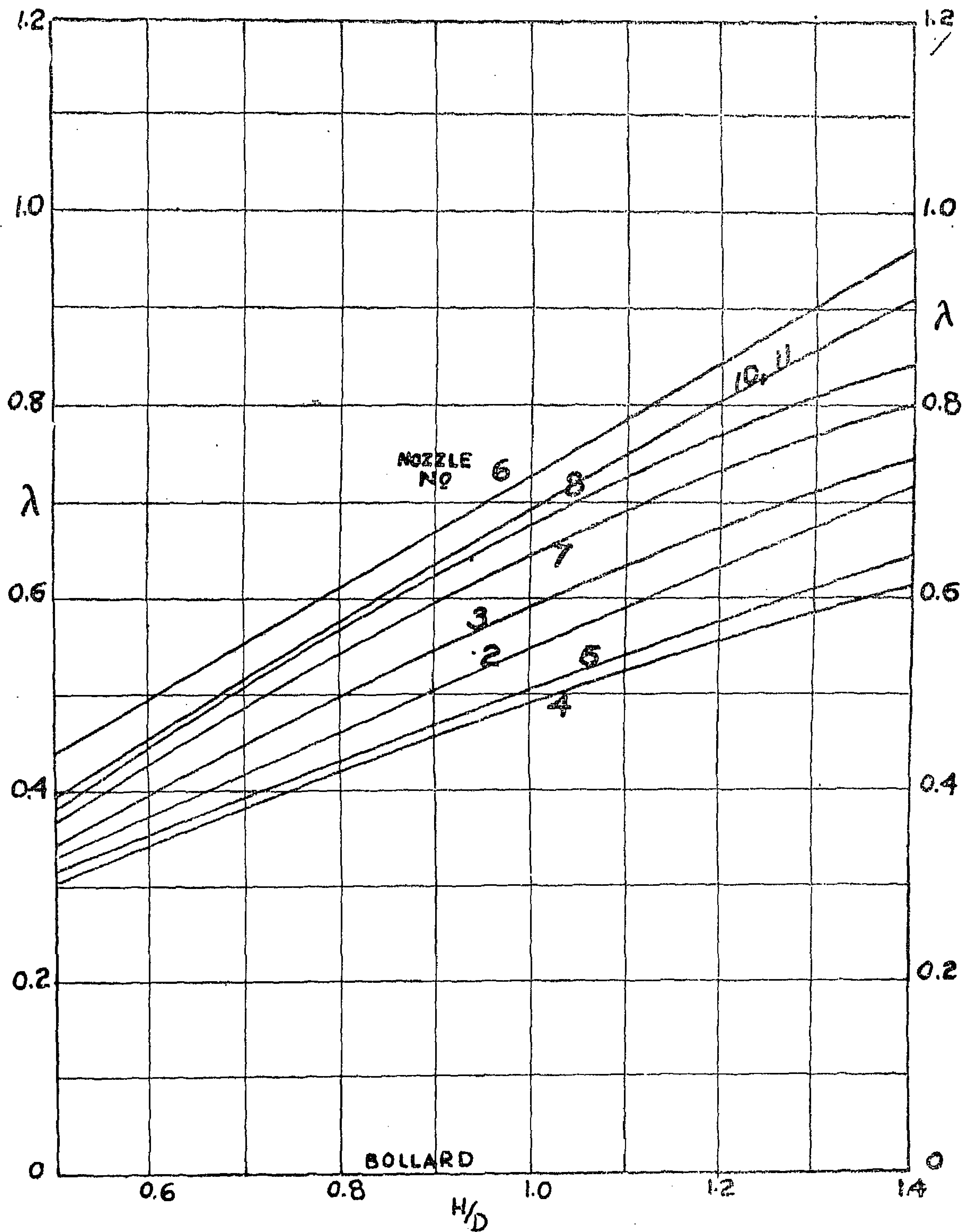

1.2
1.0
0.8
0.6
0.4
0.2
0
λ
NOZZLE No
6
8
7
3
2
5
4
10, 11
BOLLARD
0.6
0.8
1.0
1.2
1.4
H/D

FIG. 23

TABLE (V) *Contd.*

Thrust Deduction Fraction of Nozzles t_n (at Bollard)

B 4-55 screws

Nozzle No	H/D	KQ	KT noz.	KT prop.	tn
No. 7	1.4	0.748	0.372	0.376	—0.988
	1.2	0.629	0.309	0.320	—0.965
	1.0	0.500	0.240	0.260	—0.922
	0.8	0.360	0.172	0.188	—0.914
	0.6	0.237	0.106	0.131	—0.810
	0.5	0.185	0.084	0.101	—0.830
No. 8	1.4	0.730	0.336	0.394	—0.854
	1.2	0.601	0.272	0.329	—0.827
	1.0	0.472	0.206	0.266	—0.775
	0.8	0.341	0.145	0.196	—0.739
	0.6	0.228	0.095	0.133	—0.715
	0.5	0.177	0.074	0.103	—0.720

TABLE (VI)

Separation of Flow

Advance Coefficient λ values

Nozzle No / H/D	2	3	4	5	6	7	8	10	11
1.4	0.718	0.743	0.613	0.644	0.965	0.800	0.843	0.910	0.906
1.2	0.626	0.678	0.557	0.574	0.854	0.737	0.761	0.800	0.800
1.0	0.548	0.599	0.494	0.500	0.735	0.644	0.672	0.695	0.707
0.8	0.452	0.498	0.422	0.435	0.600	0.550	0.565	0.560	0.575
0.6	0.383	0.400	0.352	0.360	0.500	0.430	0.443	0.455	0.455
0.5	0.365	0.370	0.305	0.315	0.443	0.365	0.378	0.395	0.395

TABLE (V)

Thrust Deduction Fraction of Nozzles t_n (at bollard)

B 4-55 screws

Nozzle No	H/D	KT	KT noz.	KT prop.	tn
	1.4	0.745	0.354	0.391	—0.905
	1.2	0.618	0.292	0.326	—0.895
No. 2	1.0	0.481	0.216	0.265	—0.815
	0.8	0.348	0.152	0.196	—0.775
	0.6	0.226	0.096	0.130	—0.740
	0.5	0.175	0.071	0.104	—0.683
	1.4	0.715	0.330	0.385	—0.859
	1.2	6.605	0.281	0.324	—0.869
	1.0	0.479	0.221	0.258	—0.854
No. 3	0.8	0.352	0.160	0.192	—0.833
	0.6	0.224	0.099	0.124	—0.803
	0.5	0.172	0.072	0.101	—0.692
	1.4	0.753	0.375	0.378	—0.991
	1.2	0.639	0.320	0.319	—1.001
No. 4	1.0	0.488	0.238	0.250	—0.955
	0.8	0.356	0.172	0.184	—0.934
	0.6	0.230	0.105	0.125	—0.840
	0.5	0.173	0.081	0.092	—0.880
	1.4	0.752	0.358	0.394	—0.910
	1.2	0.626	0.292	0.334	—0.875
	1.0	0.496	0.227	0.269	—0.844
No. 5	0.8	0.363	0.163	0.200	—0.815
	0.6	0.240	0.100	0.140	—0.715
	0.5	0.177	0.072	0.105	—0.685
	1.4	0.746	0.368	0.378	—0.975
	1.2	0.618	0.296	0.322	—0.922
No. 6	1.0	0.486	0.232	0.254	—0.912
	0.8	0.354	0.170	0.184	—0.922
	0.6	0.235	0.109	0.126	—0.865
	0.5	0.183	0.081	0.102	—0.795

When plotting the values of the induced velocities $\frac{Vp_x}{V_p}$ along the middle of the nozzle for the non shock free entry condition treated on (Fig. 20) as well as for the elliptical circulation distribution along the nozzle chord as per (Fig. 21) it is found that the elliptical loading results follow the same pattern as those arrived at by the annular vortices at bollard; while the non shock free entry results show in general a reduction in the amount of the induced velocities near the blade tips as compared to those of the previous cases; together with an increase near the shaft centre line.

It is to be noted, however, that for the elliptical load distribution case the mean induced velocity Vpi was given by

$$Vpi = Vp - Ve$$

but since $Vp_x = Vpi_x + Ve$

$$\therefore \; Vp_x = \frac{Vpix}{Vp_i}(Vp - Ve) + Ve$$

$$\text{or} \quad \frac{Vpx}{V_p} = \frac{Vpix}{Vp_i}\left(1 - \frac{\lambda}{\lambda\,\text{cyl.}}\right) + \frac{\lambda}{\lambda\,\text{cyl.}}$$

but since at the bollard condition $\lambda = 0$

$$\frac{Vp_x}{V_p} = \frac{Vpi_x}{Vp_i}$$

Where :

Vp_i = mean induced velocity

Vp_{ix} = induced velocity at radius x.

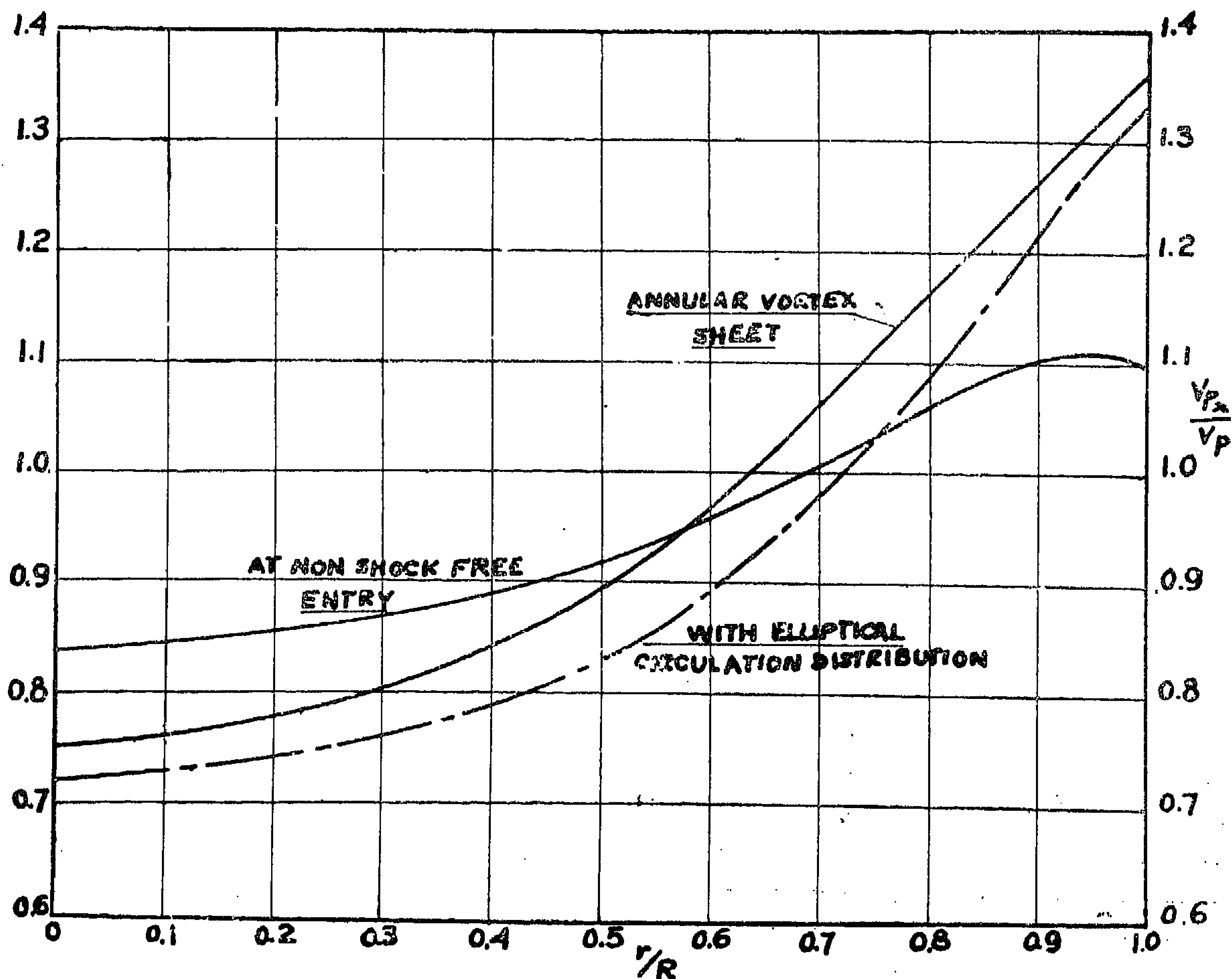


FIG. 22

where:

Vp = velocity of the water in the nozzle at the screw.

Ve = intake velocity of the nozzle

λ cyl. $= \dfrac{Ve}{nD} =$ advance coefficient of the screw in nozzle.

$\lambda = \dfrac{Ve}{nD}$ advance coefficient of the screw and nozzle combination.

Calculations by Van Manen [11] for the radial distribution of the induced velocities by the nozzles at the screw location namely $\dfrac{Vp_x}{Vp}$ (where Vp_x is the axial velocity at the location of the screw in the nozzle) were carried out for the following conditions:

(a) A high loading at the leading edge of the nozzle with the flow entering the nozzle at a non-shock free entry condition.

(b) With an elliptical circulation distribution over the nozzle chord.

The result has been, however, replotted on the nozzle form on (Fig. 20) and (Fig. 21) respectively; showing a marked change in the radial distribution of the induced velocities over the width of the nozzle screw blades and requiring a correction in the screw design as per the axial pump theory. Such change has also been noted to decrease with the increase in the length-diameter ratio of the nozzle [12].

Moreover, by substituting a nozzle having a length-diameter ratio $l/_D = 0.5$ by a system of annular vortices of definite strength and by calculating the induced velocities in the screw disc resulting from these vortices; a reasonable radial distribution of the velocity Vp can be determined. These induced velocities have also been calculated by Prof. Van Manen.

On (Fig. 22), however, the values of the induced velocities ($\dfrac{Vp_x}{Vp}$), at the bollard condition were computed and plotted along the blade radius. They show a marked increase in the induced velocities near the blade tips with a reduction towards the shaft centre line.

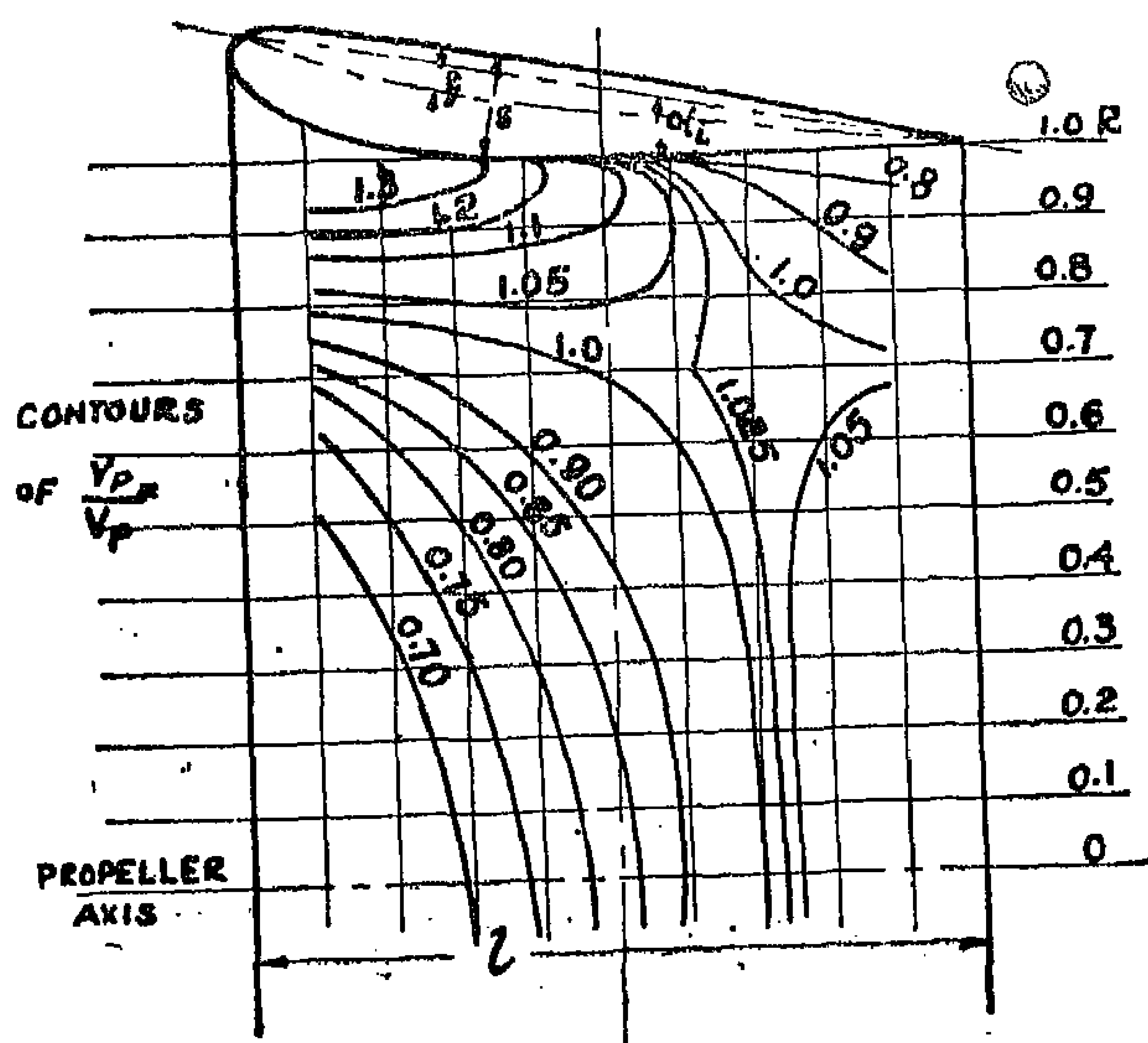


FIG. 20

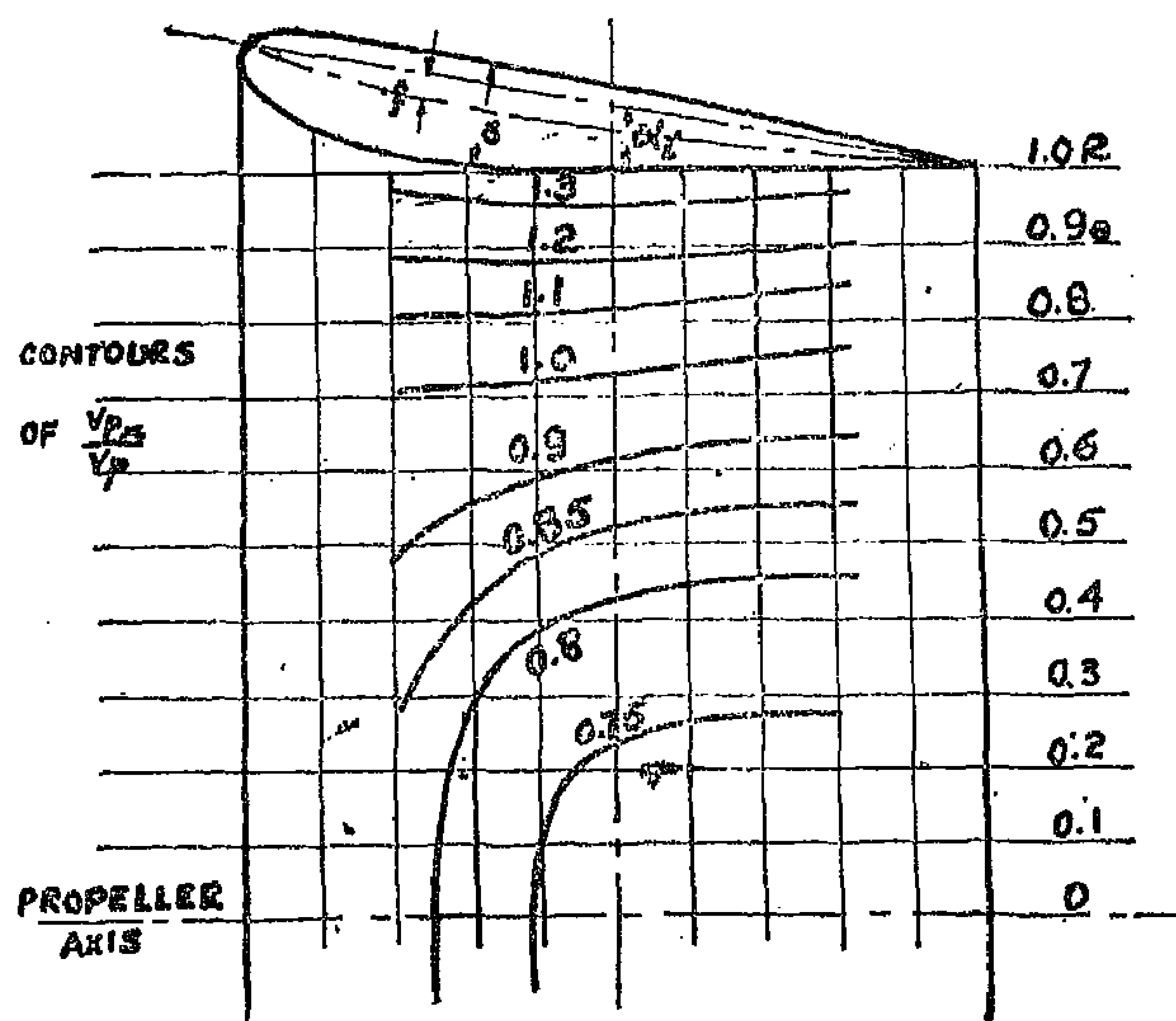


FIG. 21

For the calculation of the thrust deduction fraction at bollard (Table V) was constructed for the B 4–55 screw in No. 2 to No. 8 nozzles. These figures were then plotted on (Fig. 19). The thrust deduction factor t_n at bollard is shown to increase gradually with the increase in pitch ratio. Their values seem to fall in the range of −0.7 to −0.95 at low pitch ratios and −0.85 to −1.0 for the highest pitch ratios.

Radial Distribution of the Induced Velocities in Nozzles

In his definition of the wake fraction of nozzle screws, Horn, devised the following expression :

$$W_n = \frac{Ve - Vp}{Ve} = 1 - \frac{\lambda\,cyl.}{\lambda}$$

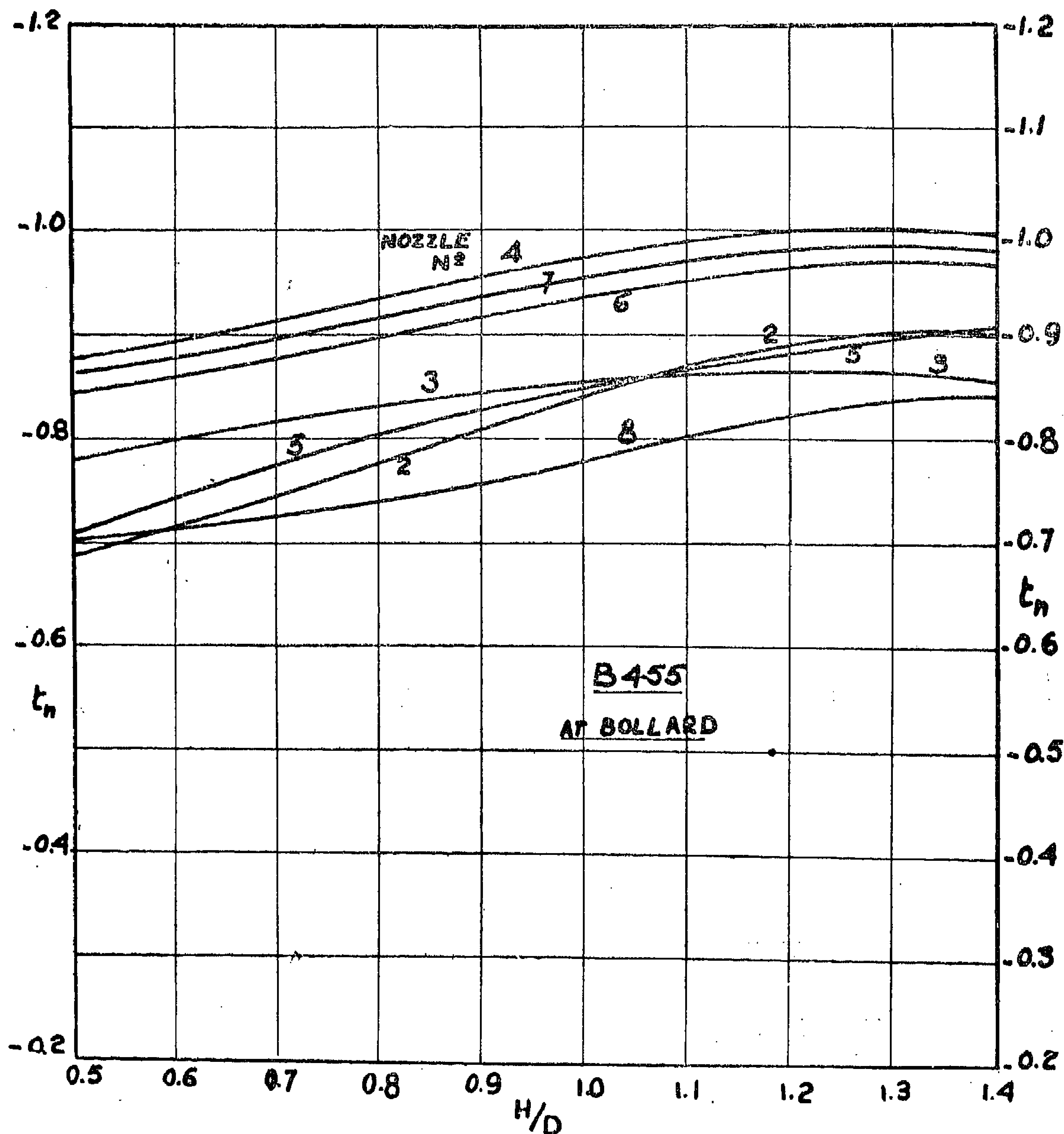


FIG. 19

—The percentage loss in bollard pull through the use of the axial cylinder as compared to that of the same propeller working in a well designed nozzle amounts to about 50 % irrespective of the pitch ratio.

—The loss in the bollard pull through the use of the Kaplan propeller as compared to the B-series in the same type of nozzle amounts to about 10 % decreasing with the increase in pitch ratio.

—The loss in bollard pull due to the use of the Kaplan propeller K-type as compared to the Ka-type amounts to about 5 % increasing with the decrease in pitch ratio.

Thrust Deduction Factor at Bollard

It is of importance to determine both the thrust deduction fraction t_n as well as the wake fraction of the nozzle w_n in order to design cavitation free propellers in nozzles by the use of the circulation theory.

Horn, however, has defined the thrust deduction factor for nozzles as follows :

$$t_n = \frac{K_{T\,noz,}}{K_{T\,prop,}} = \frac{K_{T\,prop} - K_T}{K_{T\,prop,}} = \frac{T_{prop,} - T}{T_{prop,}}$$

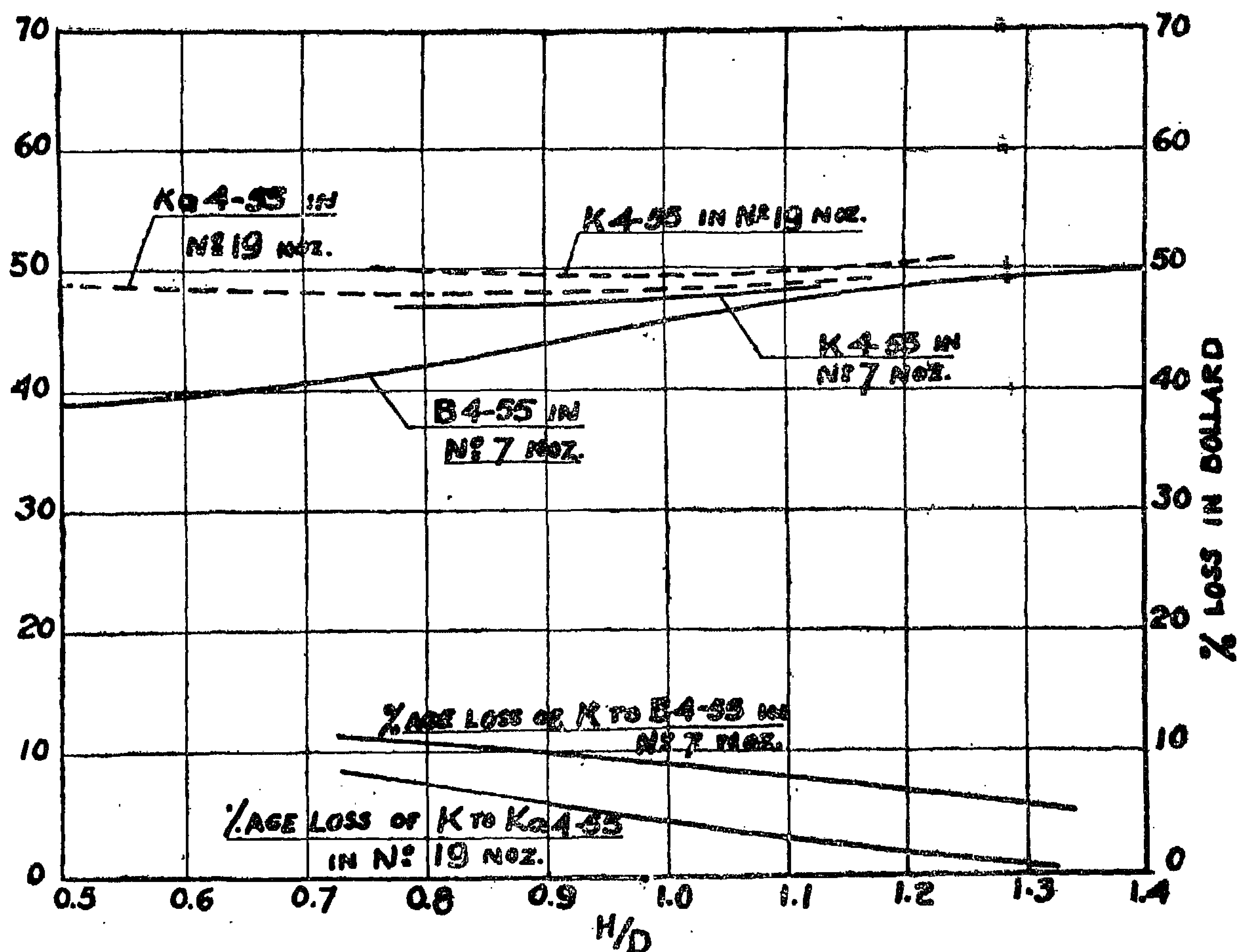


FIG. 18

propeller results in a marked improvement of the propulsion system at that conditon.

The advance coefficient of the different screws in axial cylinders, namely λ cyl., was, however, calculated for the B 4-55, K 4-55 as well as for the Ka 4-55 screws.

The results of such values at the bollard condition is given on (Fig. 17).

Loss in Bollard Pull

In order to have an insight concerning the percentage loss in bollard pull due to the use of an axial cylinder in relation to the use of either a nozzle or a propeller alone ; table (IV) was calculated and the result plotted on (Fig. 18) from which the following conclusion could be drawn :

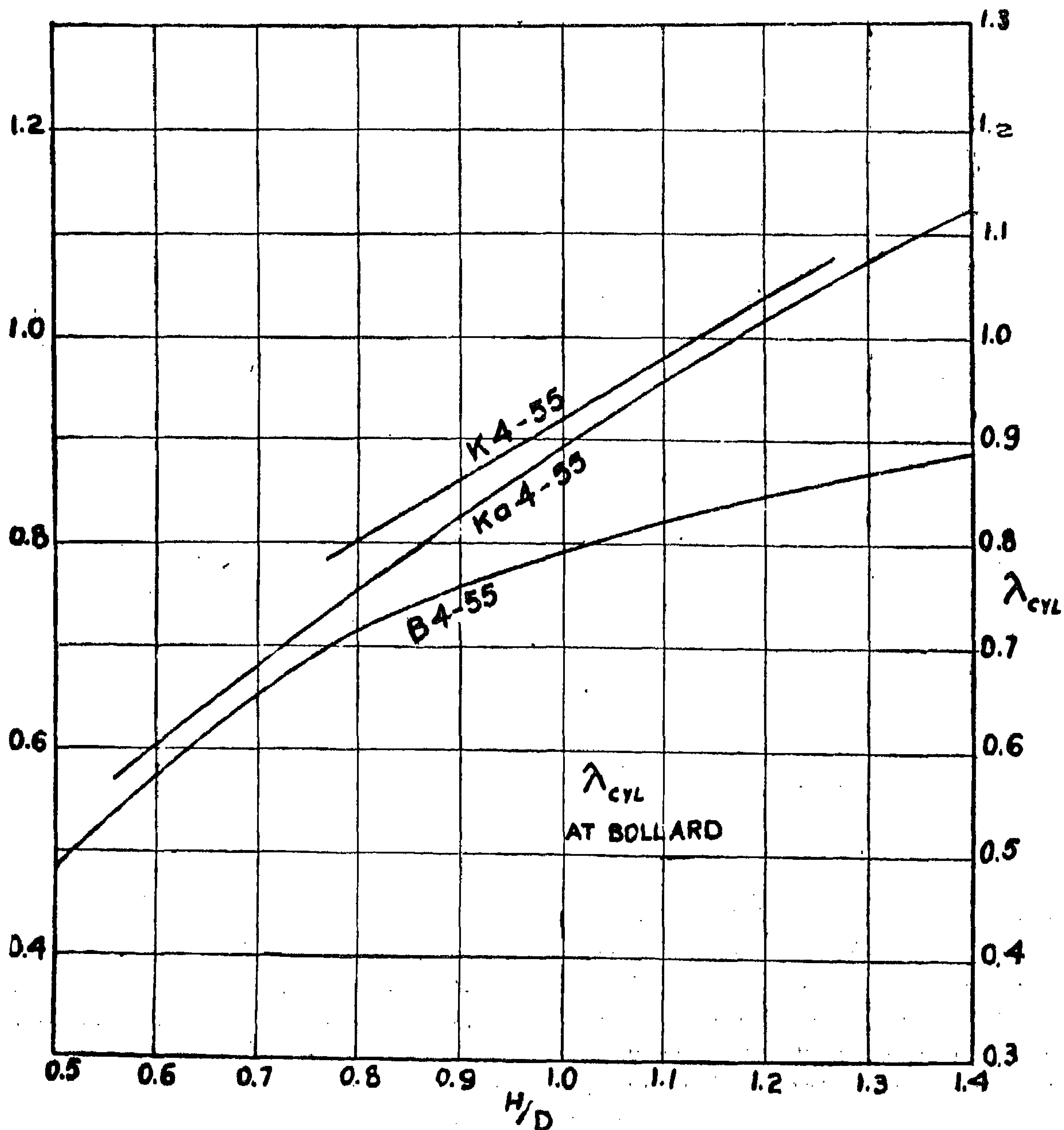


FIG. 17

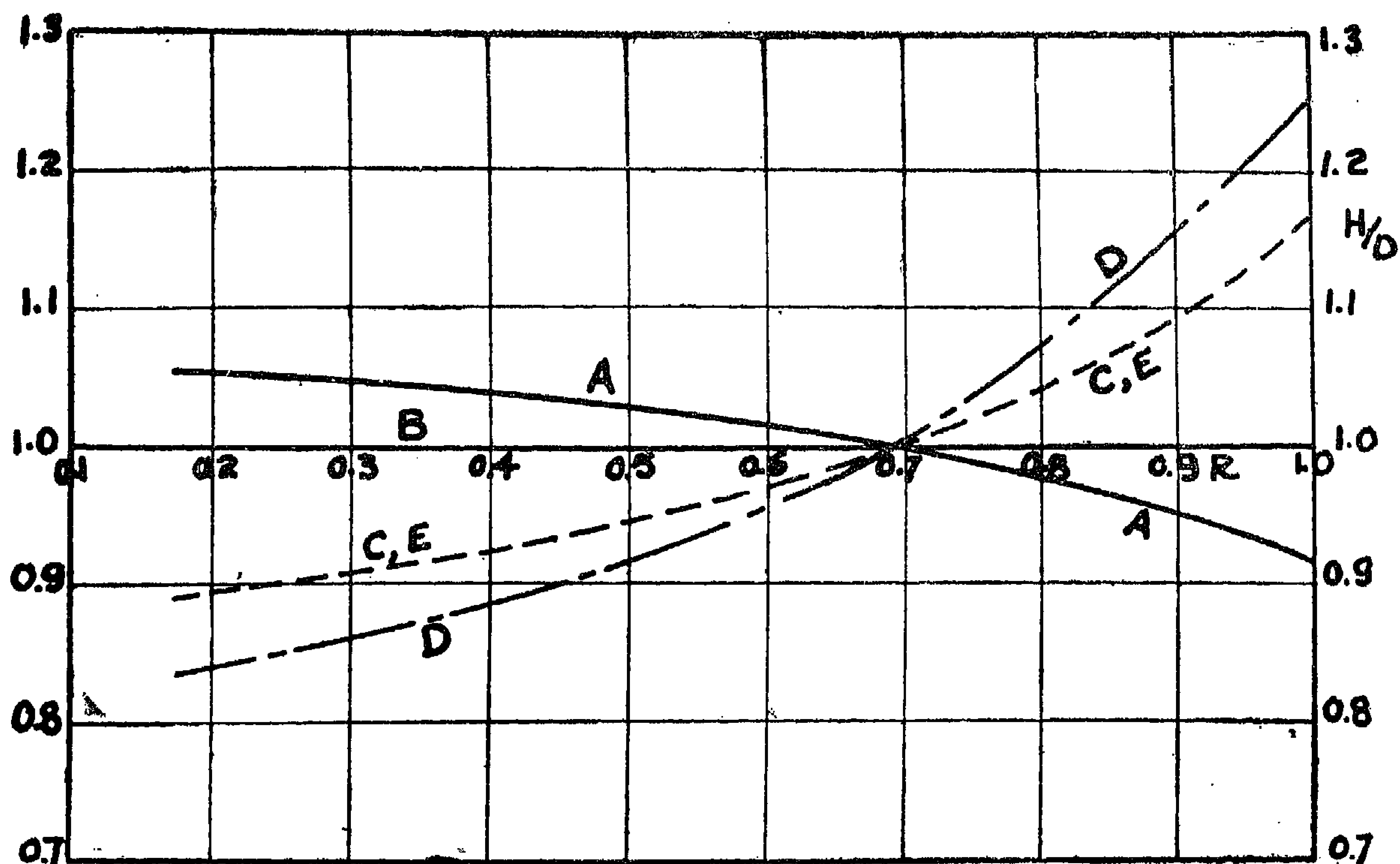


FIG. 15

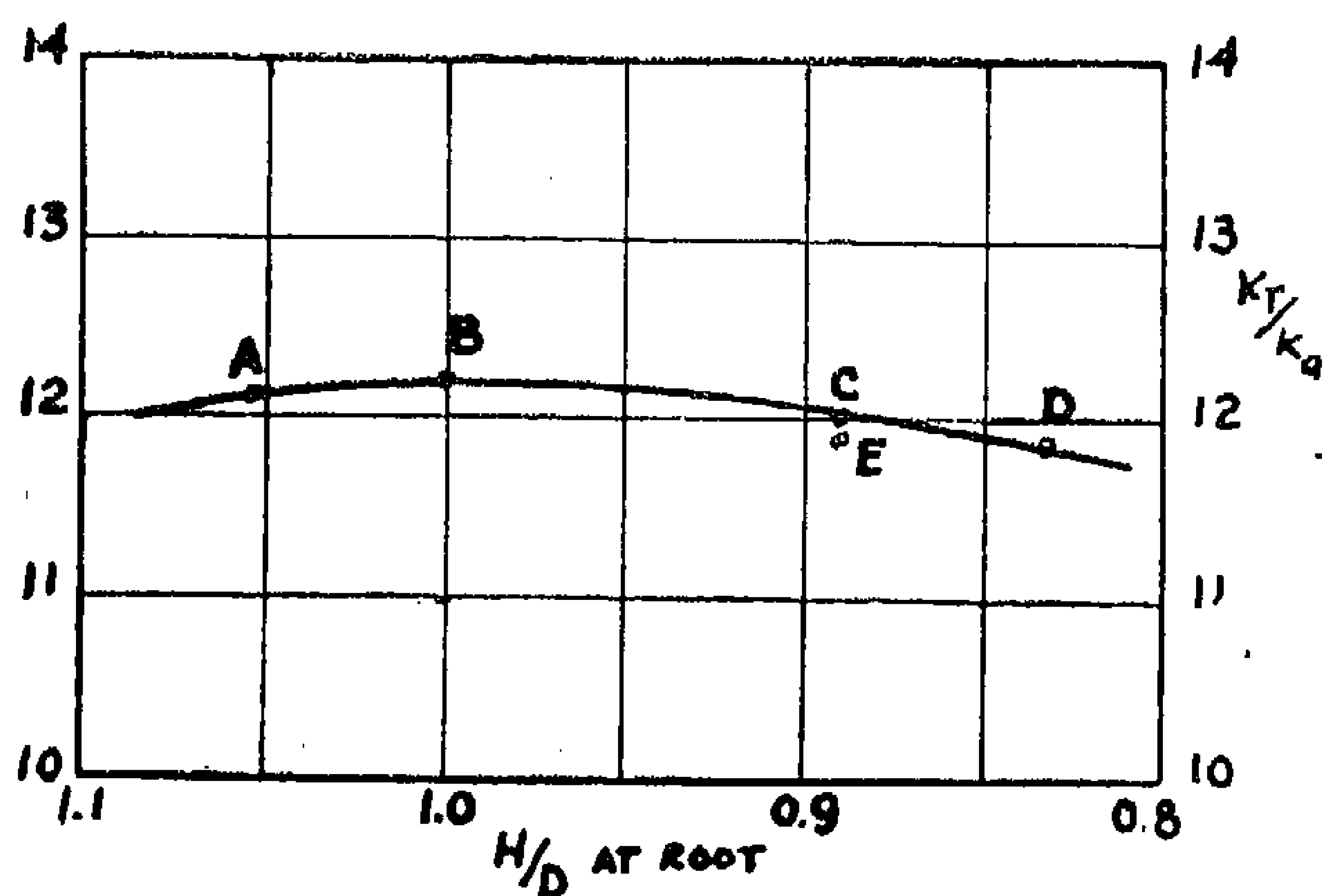


FIG. 16

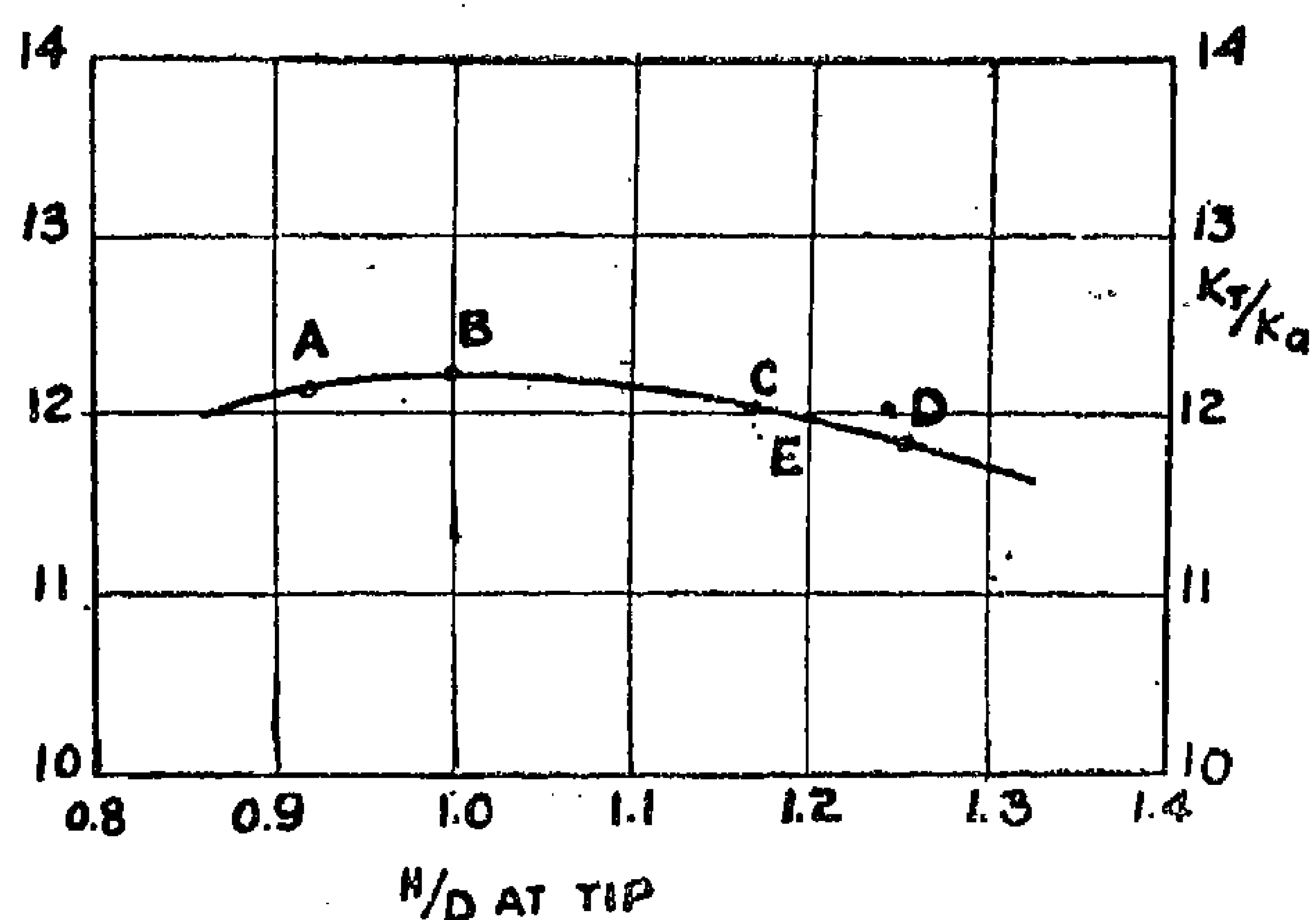


FIG. 16-a

open water results were needed with screws in axial circular cylinders. The screws tested by Van Manen in the axial cylinders were of the B 4-55, K 4-55 and the Ka 4-55 types. Their $KT/_{KQ}$ values at bollard are drawn on (Fig. 11) with the B 4-55 screw working in an axial cylinder of length to diameter ratio 1.0; while the KA-55 screw being tested in an axial cylinder of length to diameter ratio of 1.5. The former giving higher bollard values than the latter.

The bollard condition of the corresponding B 4-55 in nozzle No. 7, as well as the $KT/_{KQ}$ for the B 4-55 propeller alone were presented also on the same figure.

The use of the axial cylinder seems to be impractical since it reduces the $KT/_{KQ}$ at bollard; while the use of a nozzle on the same

TABLE (IV) *(Cont.)*

Percentage Decrease in Bollard Pull (Nozzle No. 19 vs. Axial Cyl.)
K 4-55 screw.

H/D	KT/KQ for Nozzle No 19	KT/KQ for Axial Cyl. l/D = 1.5	Diff	Percentage Decrease
1.221	10.19	5.00	— 5.19	50.9
1.119	10.70	5.36	— 5.34	49.8
1.018	11.35	5.75	— 5.60	49.3
0.916	11.85	6.01	— 5.84	49.3
0.815	12.48	6.24	— 6.24	50.0

Ka 4-55 screw

H/D	KT/KQ for Nozzle No 19	KT/KQ for axial cyl.	Diff	Percentage Decrease
1.6	8.38	4.18	— 4.20	50.2
1.4	9.38	4.64	— 4.74	50.5
1.2	10.45	5.28	— 5.17	49.4
1.0	12.00	6.10	— 5.90	49.2
0.8	13.80	7.28	— 6.52	47.3
0.6	16.15	8.35	— 7.80	48.3

TABLE (III)

Effect of Radial Pitch Variation at Bollard

Screw	H/D at tip	H/D at root	KT	KQ	KT/KQ
A	0.916	1.055	0.534	0.0439	12.15
B	1.000	1.000	0.537	0.0439	12.25
C	1.168	0.890	0.561	0.0467	12.00
D	1.252	0.833	0.573	0.0483	11.87
E	1.168	0.890	0.575	0.0483	11.90

TABLE (IV)

Percentage Decrease in Bollard Pull
(Nozzle No. 7 vs. Axial cylinder)
B 4-55 screw

H/D	KT/KQ for Nozzle No 7	KT/KQ for Axial Cyl. l/D = 1.0	Diference	Percentage Decrease
1.4	9.42	4.76	— 4.66	49.5
1.2	10.68	5.51	— 5.17	48.3
1.0	12.14	6.40	— 5.74	47.3
0.8	13.70	7.95	— 5.75	42.0
0.6	15.38	9.42	— 5.96	38.8
0.5	16.15	9.73	— 6.42	39.8

K 4-55 screw

H/D	KT/KQ for Nozzle No 7	KT/KQ for Axial Cyl. l/D = 1.5	Diff	Percentage Decrease
1.221	9.88	5.00	— 4.88	49.5
1.119	10.36	5.36	— 5.00	48.3
1.018	10.90	5.75	— 5.15	47.3
0.916	11.40	6.01	— 5.39	47.3
0.815	12.03	6.24	— 5.79	48.1

(Fig. 16, 16 a), show that the screw B with a constant pitch results in the highest bollard pull. The propeller E, with hollow faced section shows, on the other hand the lowest K_T/K_Q value at bollard.

The effect of varying the pitch, however, does not seem to have a great effect on the bollard condition. For the free running condition, a similar conclusion has been arrived at previously by Burrill in reference [14] for the propeller alone.

We can thus conclude that a constant pitch propeller while being easier to manufacture also renders the highest bollard pull.

(C) PROPELLER IN AXIAL CYLINDER AT BOLLARD

In order to determine the effective wake fraction for the nozzle, by Froude's method (identical thrust constants), experimental

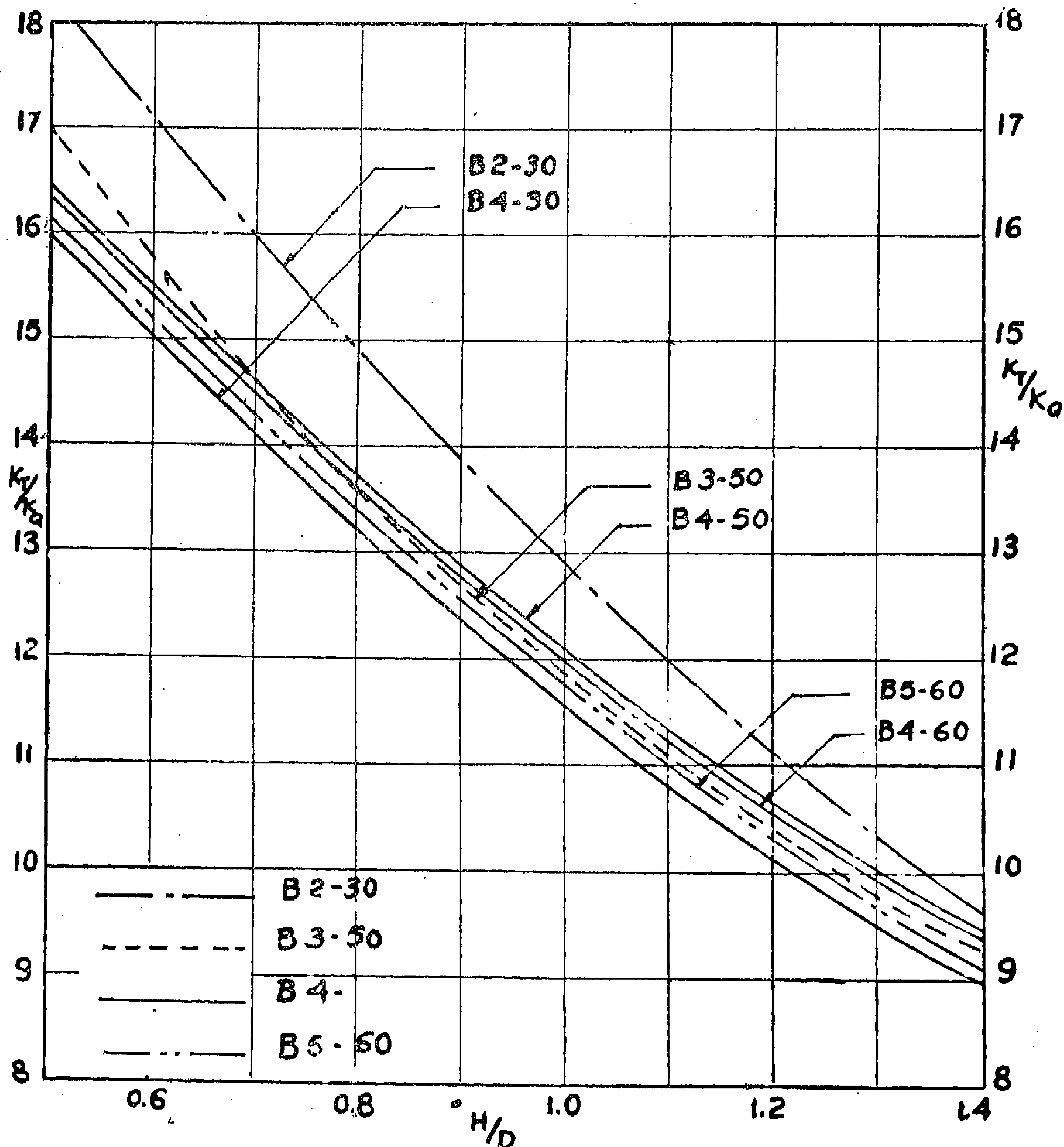


FIG. 14

It is thus recommended to use flat faced sections with circular are back of the Ka-type in what concerns the bollard condition and particularly at low pitch ratios.

(III) *Effect of the Propeller Blade Area*

In order to determine the influence of the blade area ratio (B.A.R.) of the propeller working in nozzle at the bollard condition; (Fig. 13) has been drawn as deduced from the experimental results carried out on the Troost B-type screws [10]; namely the B 4-40, B 4-55 and the B 4-70 propellers working in No. 7 nozzle.

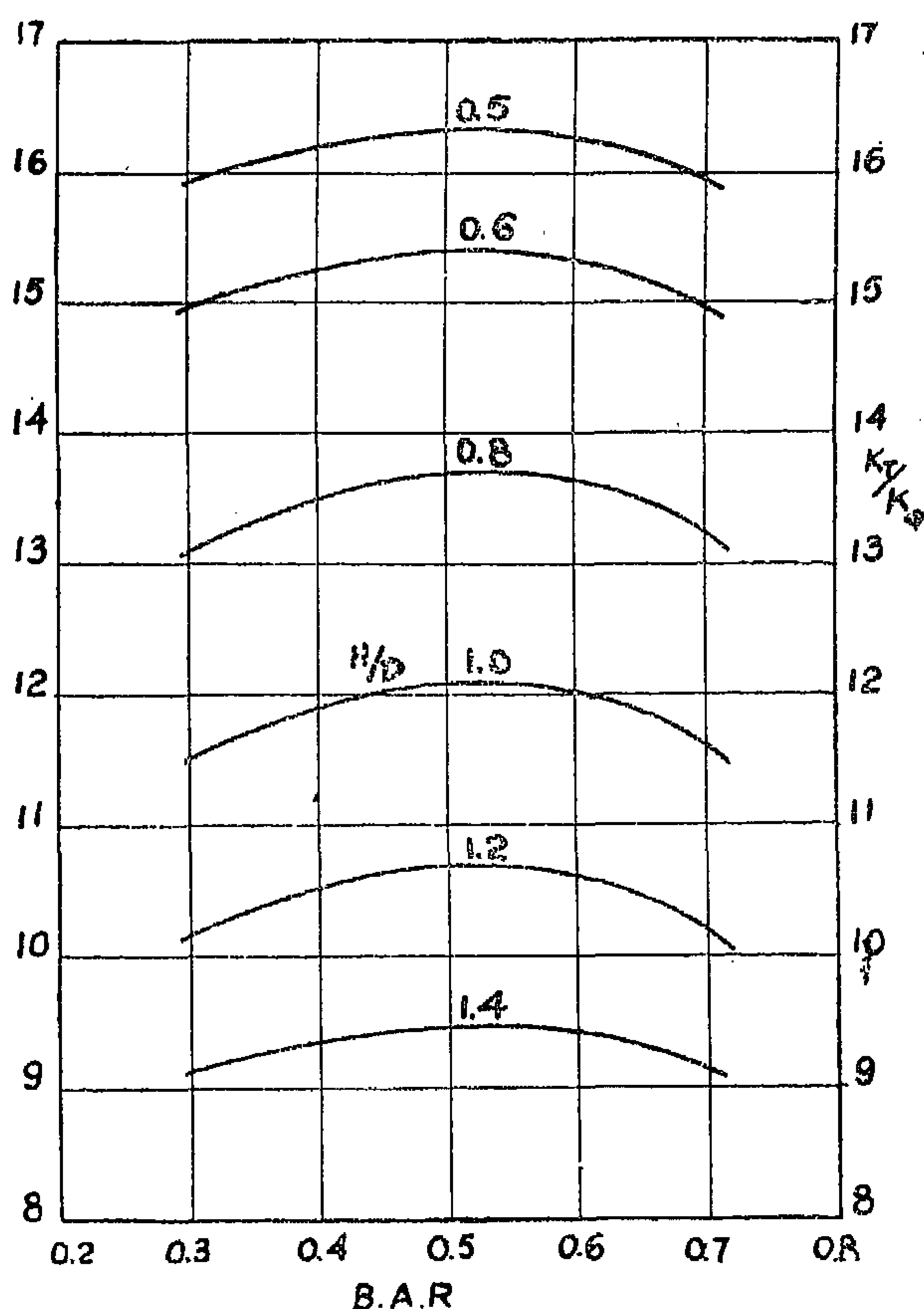


FIG. 13-a

It should be mentioned, however, that the experimental results computed has been faired and thus the conclusions drawn have to be regarded as representing such a state.

The result obtained has further been drawn to a base of blade area ratio on (Fig. 13-a); from which it may be expected that a blade area ratio between 0.40 and 0.70 would result in the highest attainable bollard pull. Furthermore, it has been demonstrated by Prof. Van Manen [10] that such blade area ratios would result in the highest propeller-nozzle efficiency in the free running condition.

Such conclusion supports the decision taken for adopting 0.55 blade area ratio for the B-series used in Van Manen's experimental work as well as in the K type and the Ka type screws used in the later experiments.

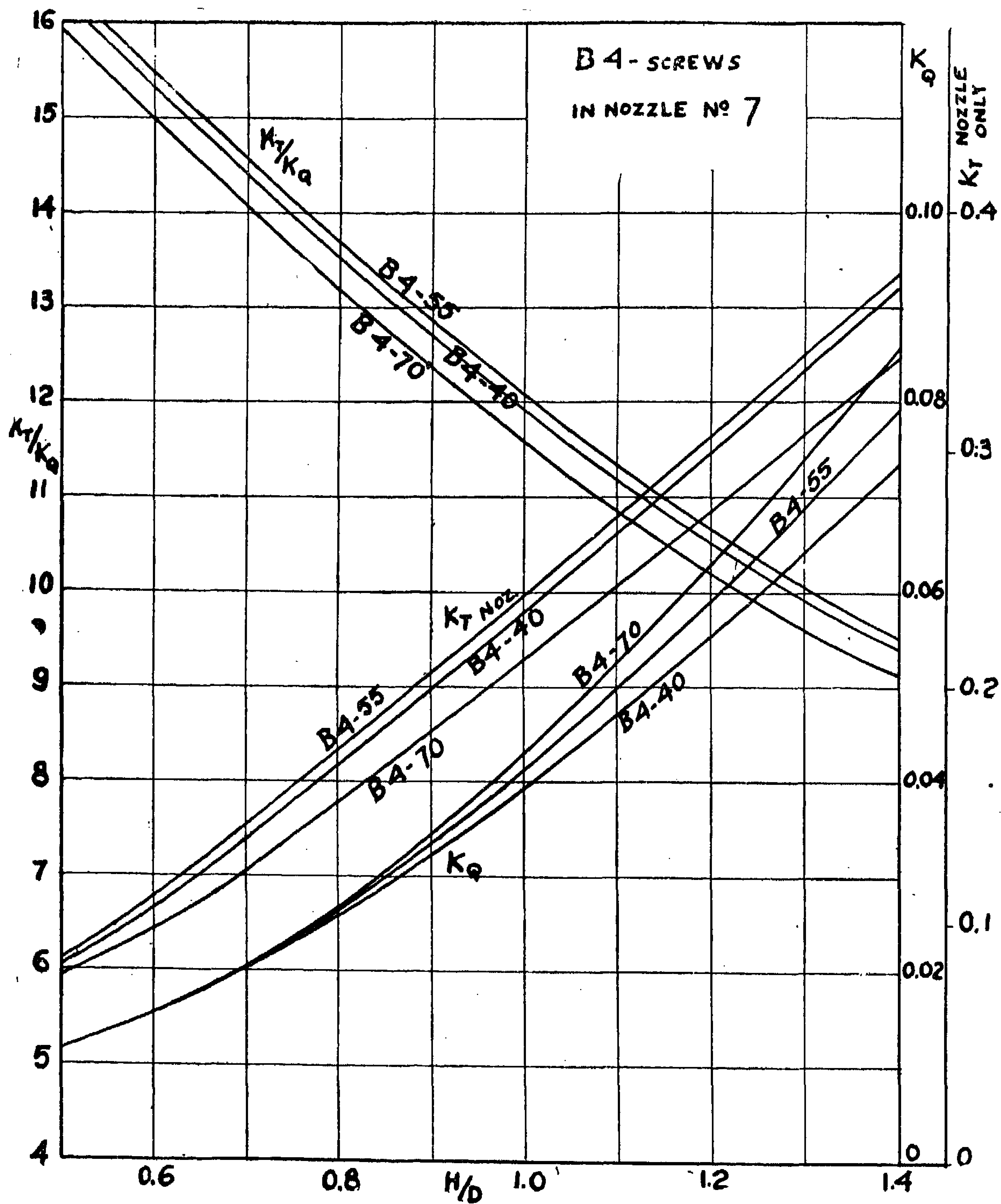
(IV) *Effect of the Propeller Number of Blades*

In order to determine the influence of the propeller number of blades, (Fig. 14) has been constructed in which the experimental results carried on the screw series B 2-30, B 3-50 and B 5-60 working in nozzle No. 7 has been extended to the bollard condition and their results compared with that deduced from the B 4-series having the same respective blade area ratio and working in the same type of nozzle.

From the examination of that figure it could be observed that, in general, the effect of increasing the number of blades is to reduce the $KT/_{KQ}$ value at the bollard condition. This fact, however, is in agreement with the case of the propeller without nozzle.

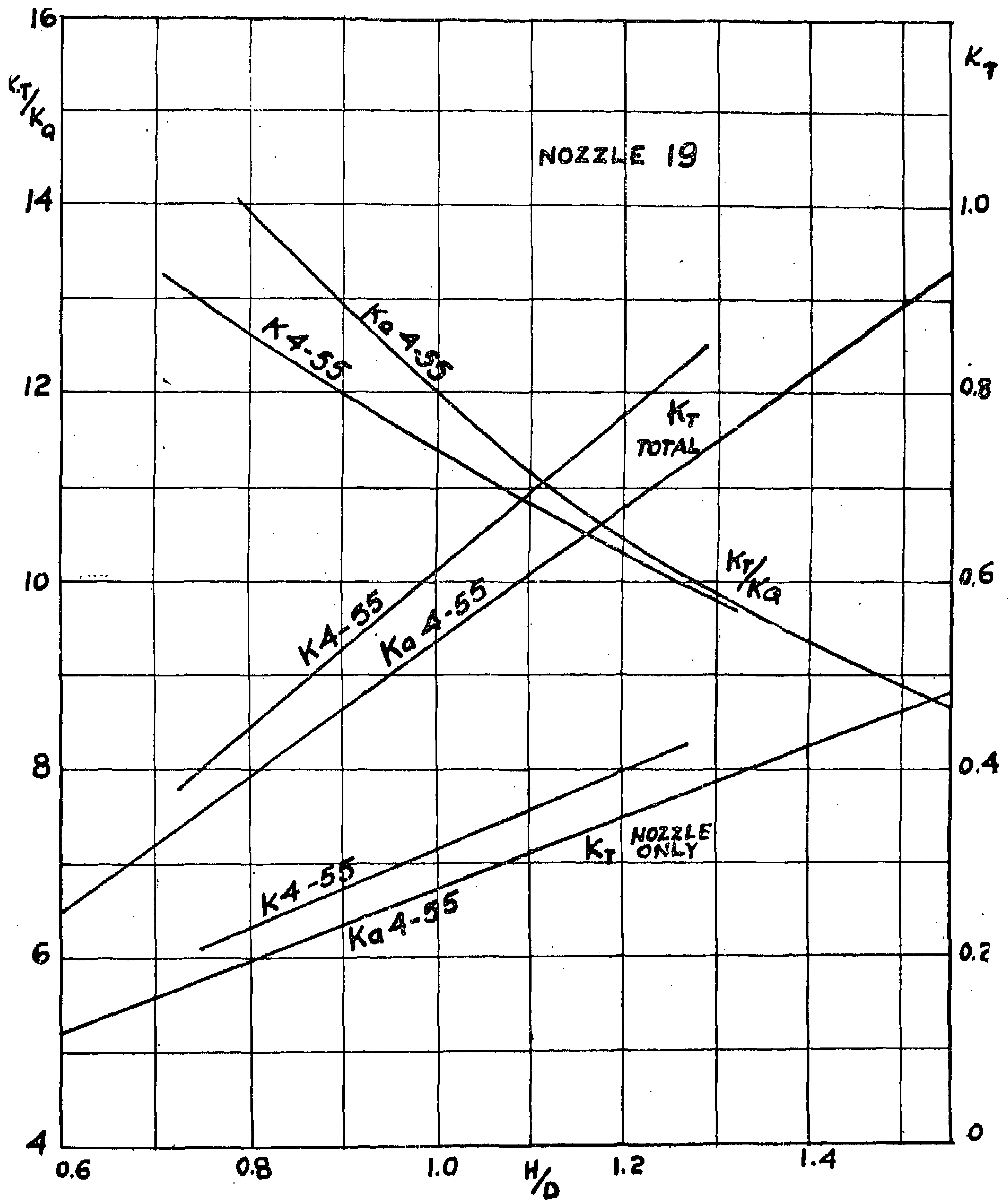
(V) *Radial Pitch Variation*

In reference [12] Prof. Van Manen gave results carried out on five screws having the same general design but with different radial pitch variation between both root and tip of the blade. These pitch variations are reproduced on (Fig. 15) for screws A, B, C, D and E having all flat face and circular arc back sections except the screw E which has hollow faced sections. When plotting the $KT/_{KQ}$ values as calculated on (Table III) on a base of pitch ratios taking $H/_{D_{0.7}}$ as unity, and with reference to both pitch ratio at tip and root



B 4 - SCREWS
IN NOZZLE No 7
K_T/K_Q
B4-55
B4-70
B4-40
K_T NOZ
B4-40
B4-55
B4-70
B4-70
B4-40
B4-55
K_Q
K_Q
K_T NOZZLE ONLY
H/D
16
15
14
13
12
11
10
9
8
7
6
5
4
0.6
0.8
1.0
1.2
1.4
0.10
0.08
0.06
0.04
0.02
0
0.4
0.3
0.2
0.1
0

FIG. 13



NOZZLE 19
KT/KQ
KT
16
14
12
10
8
6
4
1.0
0.8
0.6
0.4
0.2
0
0.6
0.8
1.0
H/D
1.2
1.4
KQ 4-55
K 4-55
KT TOTAL
KT/KQ
K4-55
KQ 4-55
K4-55
KQ 4-55
KT NOZZLE ONLY

FIG. 12

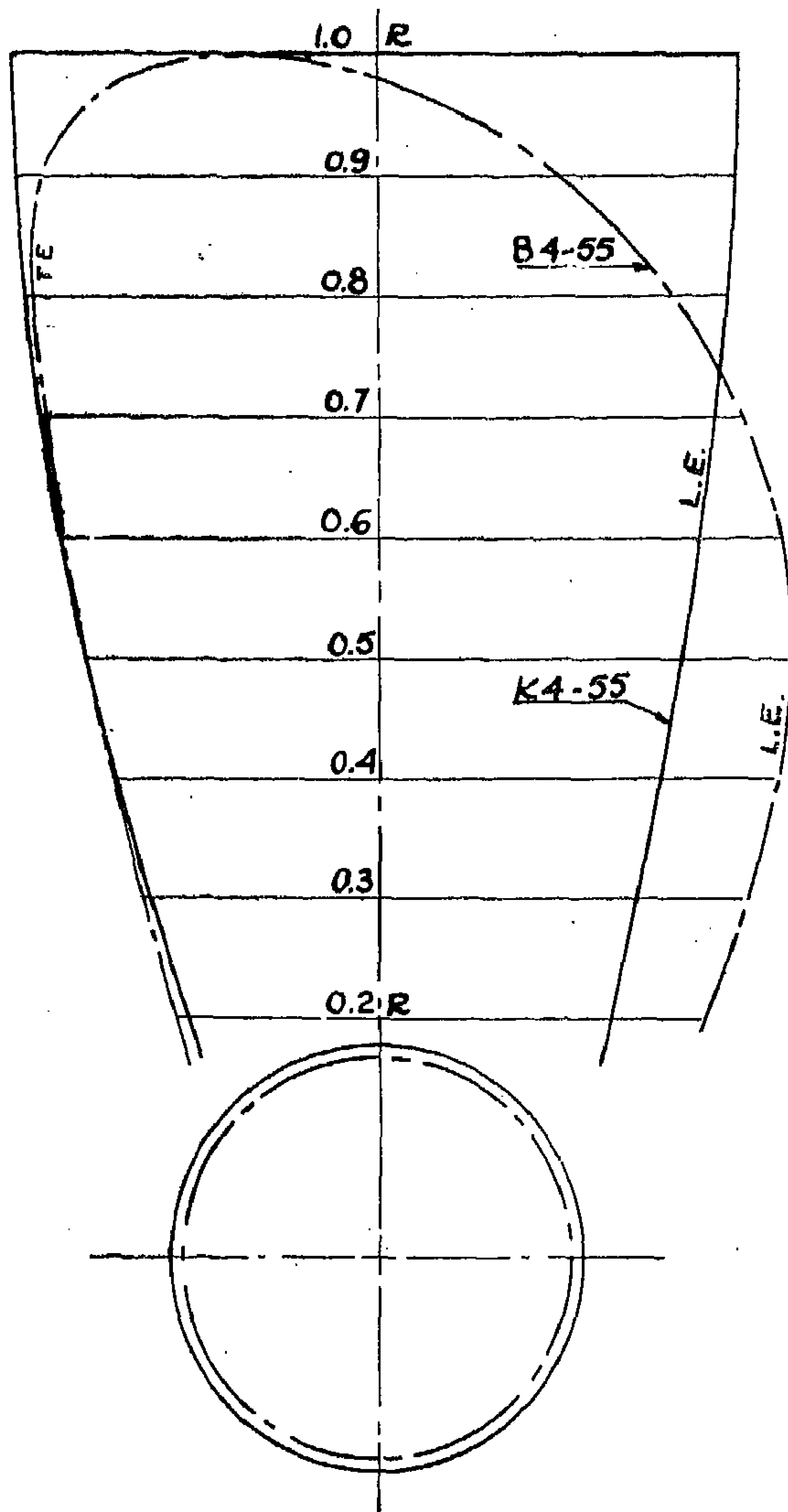


FIG. 10

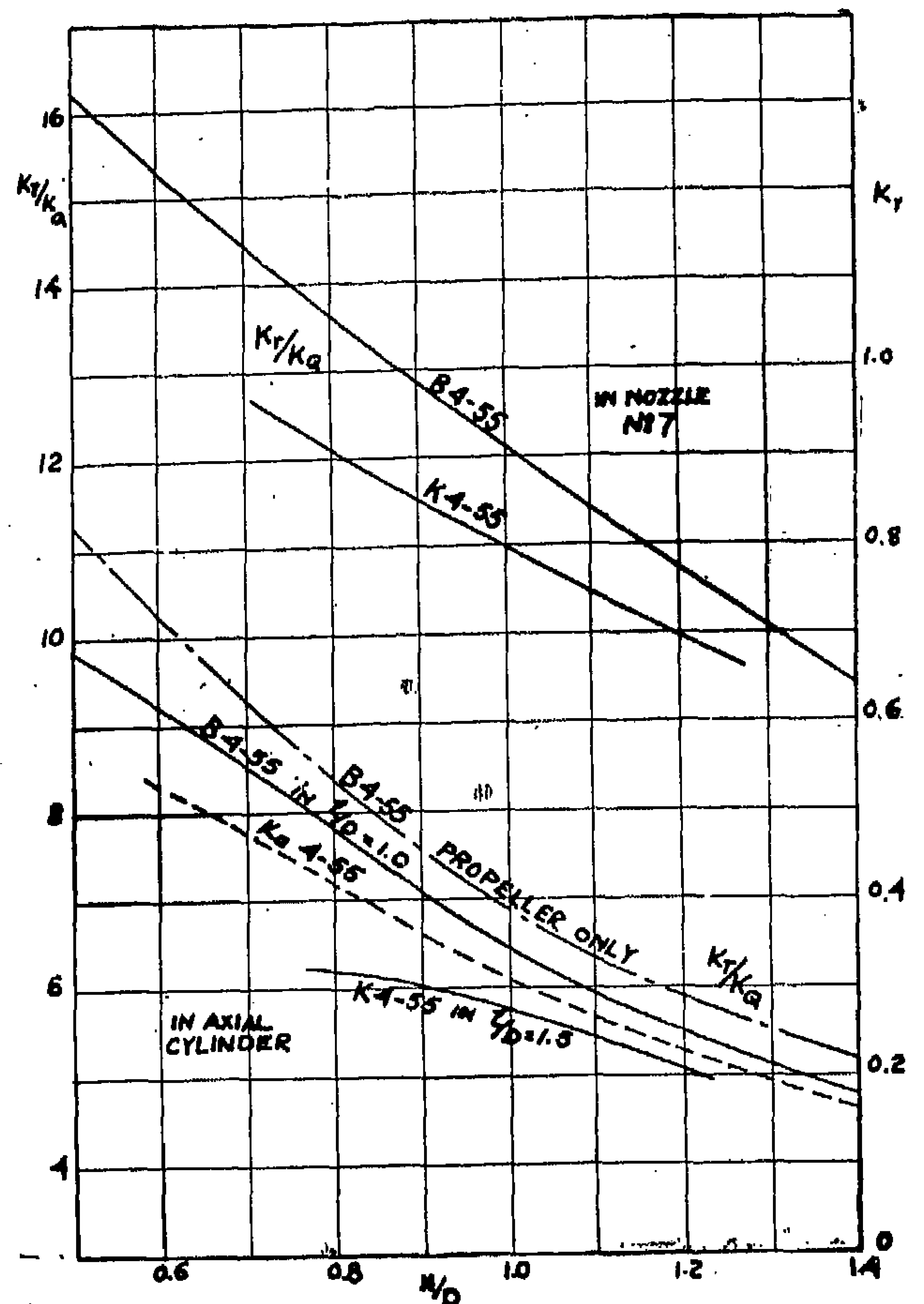


FIG. 11

has been eliminated by the use of the Ka screw type having the same blade shape as the K-screw but with different blade sections.

(II) *Type of Blade Section*

(Fig. 12) shows that the $KT/_{KQ}$ values, at bollard, of both the K 4-55 and the Ka 4-55 working in No. 19 nozzle.

Whereas the blade section shape of the K 4-55 screw has an almost elliptical thickness distribution with a parabolic meanline having a pitch variation along the blade radius; it was found by experiment that it suffered from face cavitation. Such conclusion has led to the design of the Ka 4-55 screw having uniform pitch and flat faced sections with circular arc back. It is shown in (Fig. 12) that the Ka 4-55 screw gave in general ebtter $KT/_{KQ}$ values than the K4-55 screw-at bollard when both are working in number 19 nozzle. For low pitch, however, and up to a value of about 1.2 the Ka 4-55 screw shows superior bollard pull than the K4-55 screw. The difference being greater at lower pitch ratios; while the Ka 4-55 shows no superior bollard characteristics in the region of pitch ratios higher than 1.2.

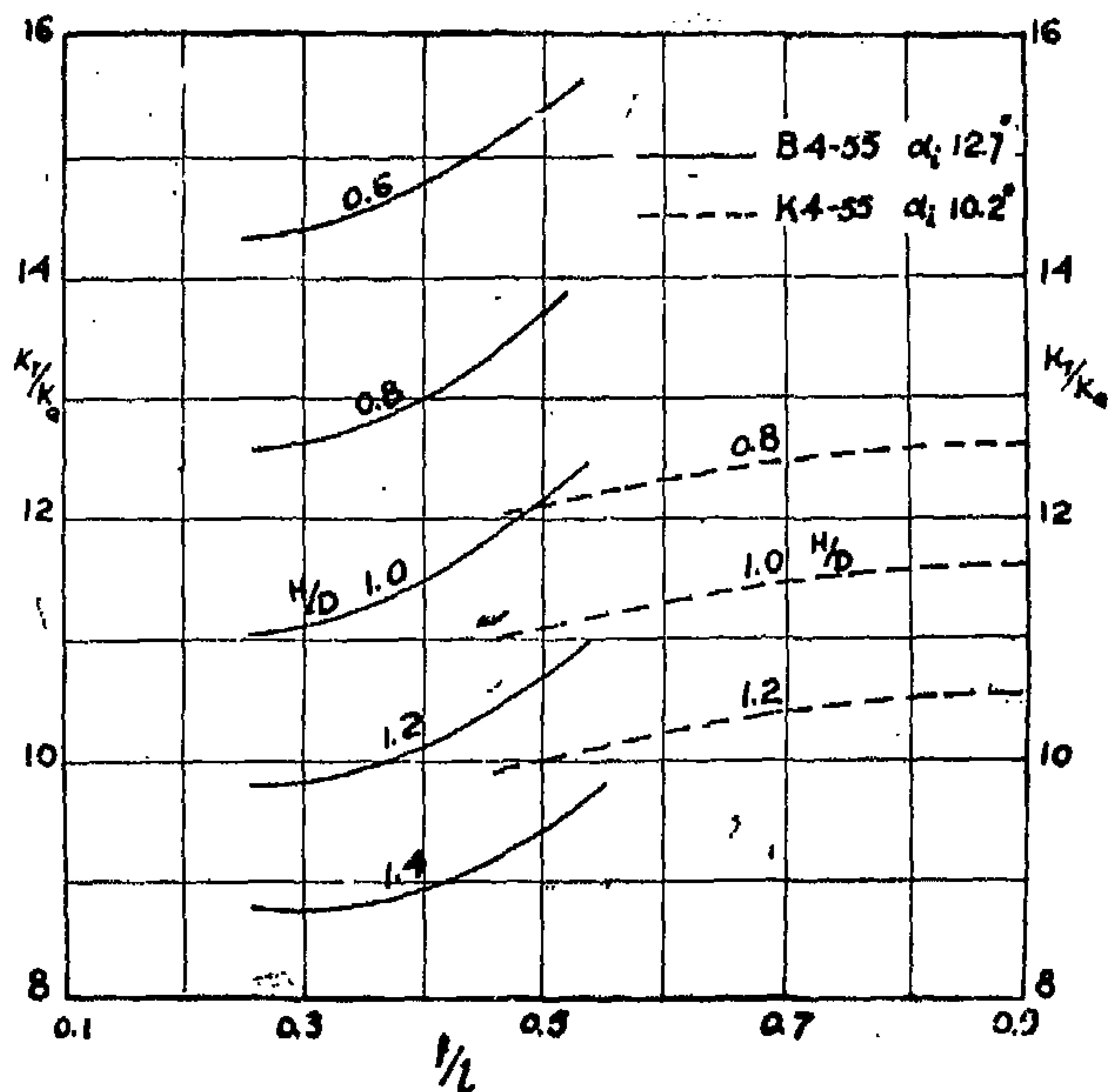


FIG. 7

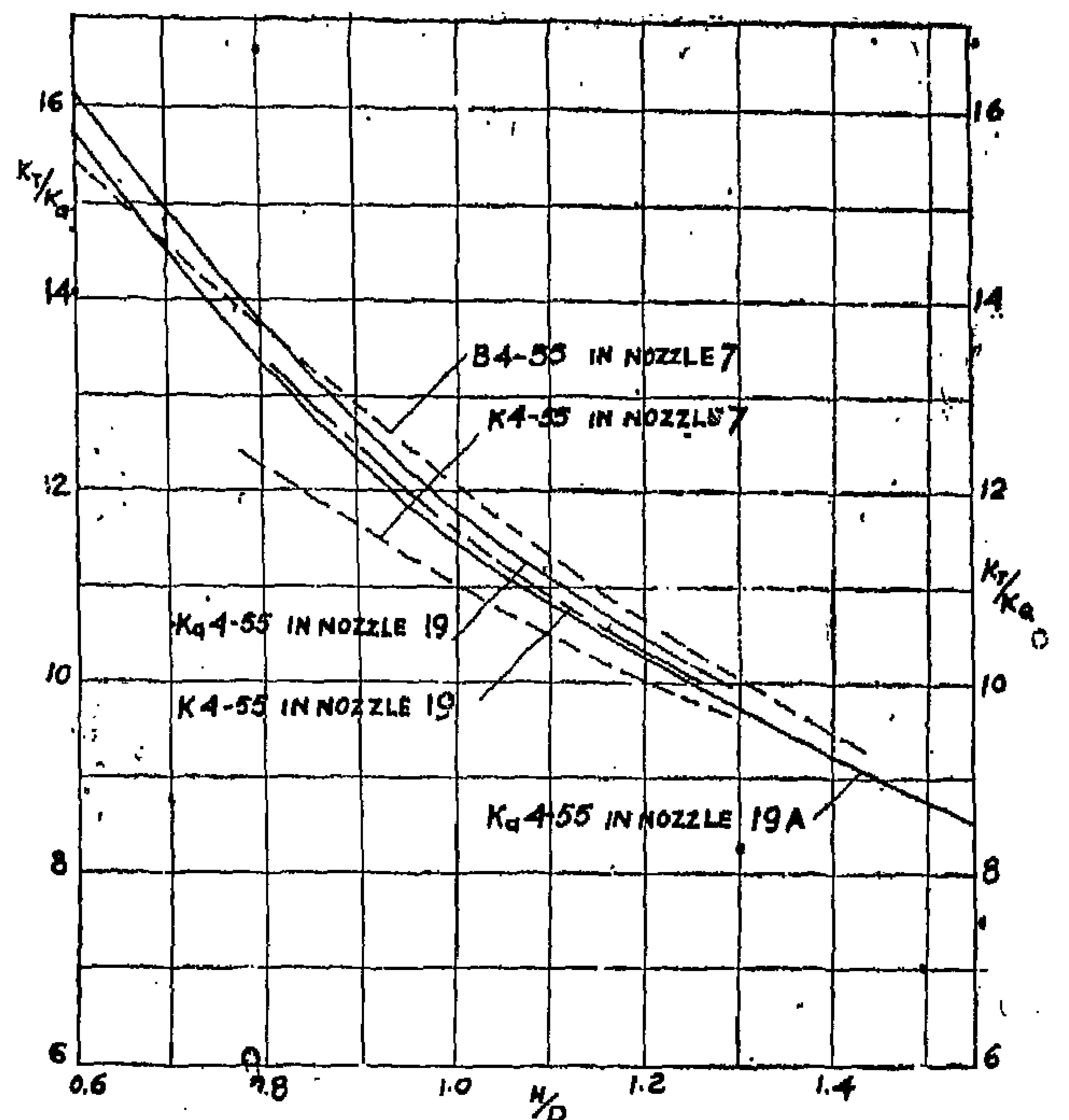
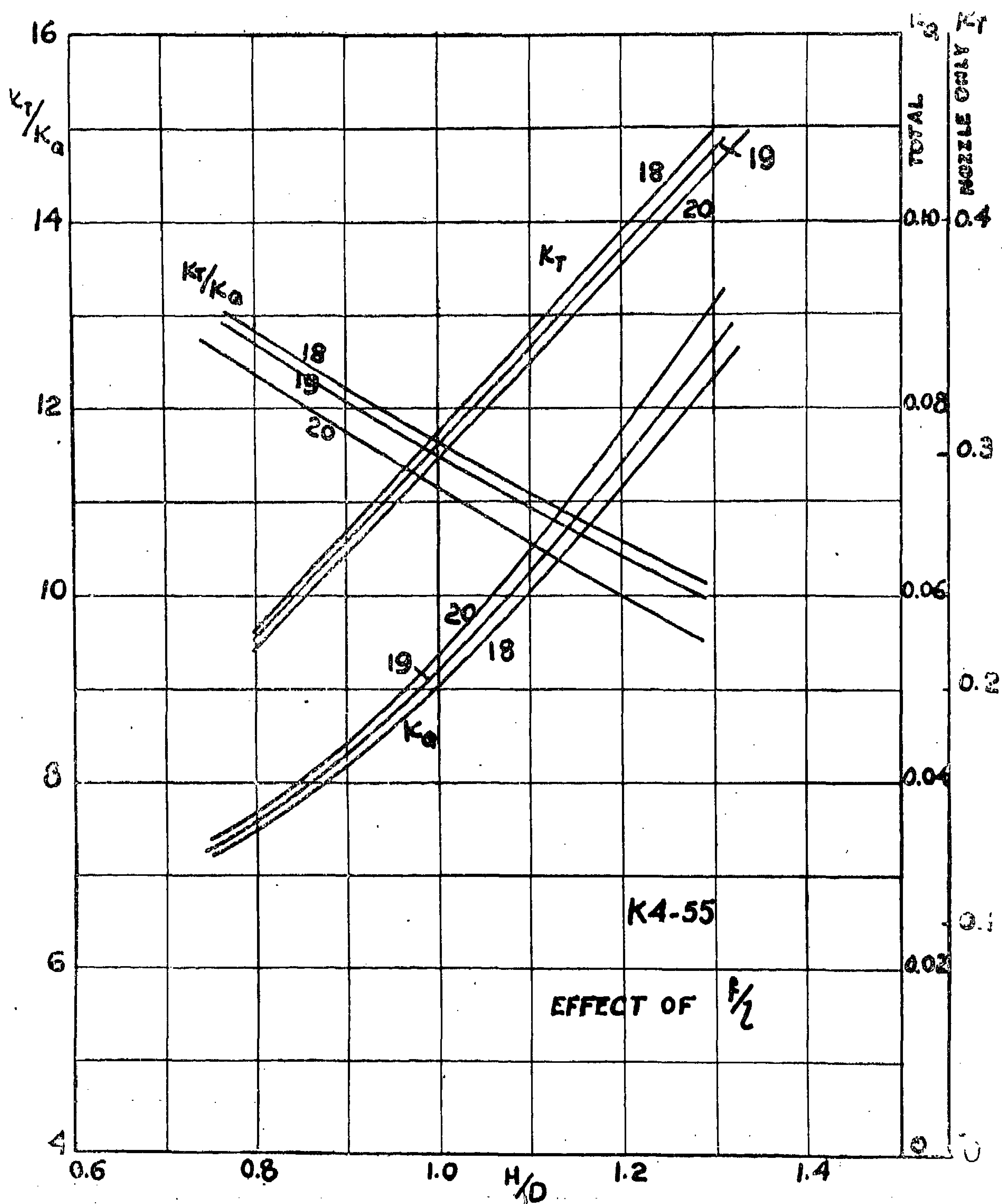


FIG. 8

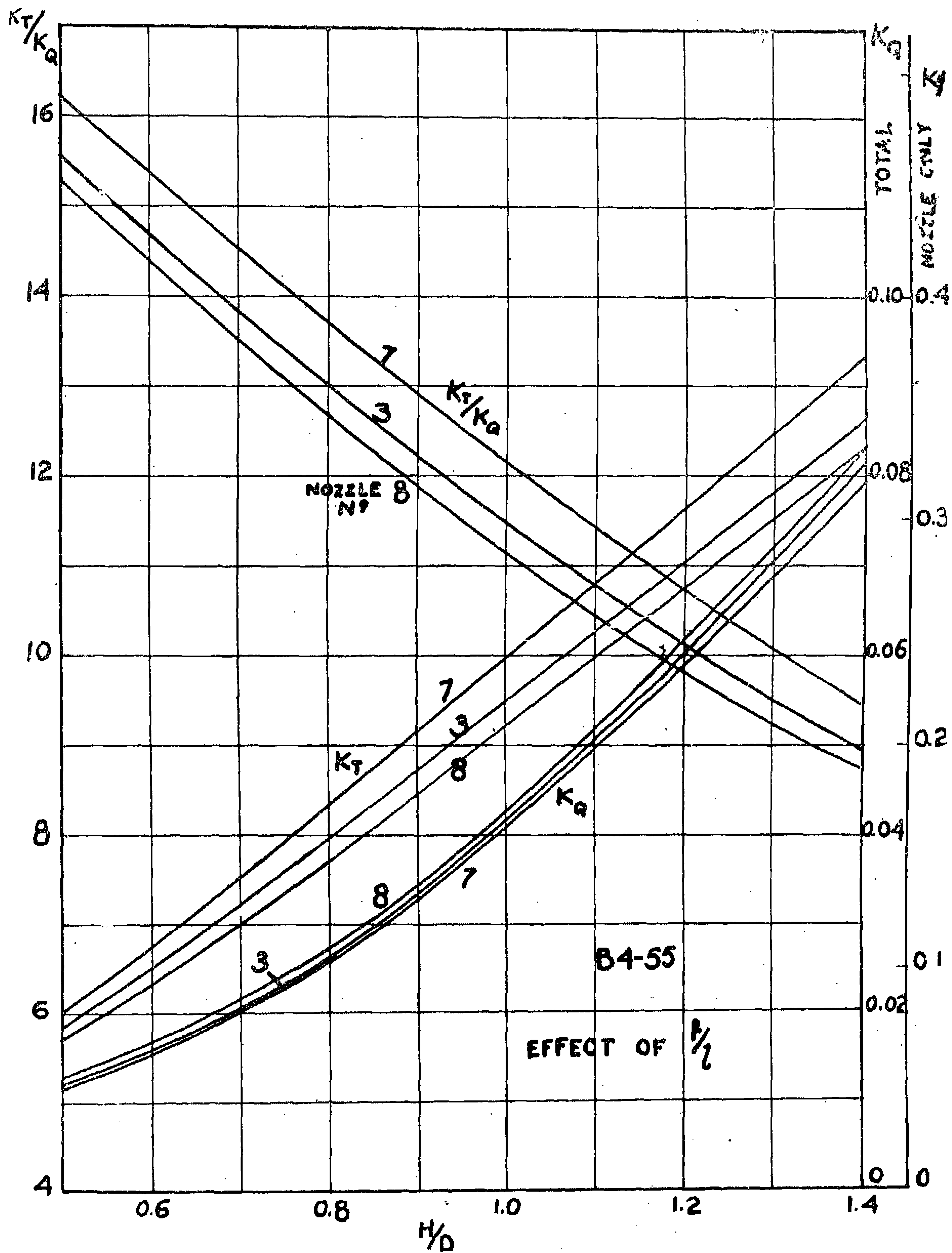
STRAIGHT LINE
CIRCULAR CYLINDER
CLEARANCE
Ka4-55 PROPELLER
NOZZLE Nº 19A

αi
F
S
K4-55 PROPELLER
NOZZLE Nº 19



16
14
12
10
8
6
4
KT/Ka
KT/Ka
18
19
20
KT
18
19
20
Ka
20
19
18
0.6
0.8
1.0
H/D
1.2
1.4
TOTAL
NOZZLE ONLY
KT
0.10
0.08
0.06
0.04
0.02
0
0.4
0.3
0.2
0
K4-55
EFFECT OF P/L

FIG. 6



KT/KQ
KQ
KT
TOTAL
NOZZLE ONLY
16
14
12
10
8
6
4
0.10
0.08
0.06
0.04
0.02
0
0.4
0.3
0.2
0.1
0
7
3
NOZZLE Nº 8
KT/KQ
KT
KQ
B4-55
EFFECT OF P/l
0.6
0.8
1.0
1.2
1.4
H/D

FIG. 5

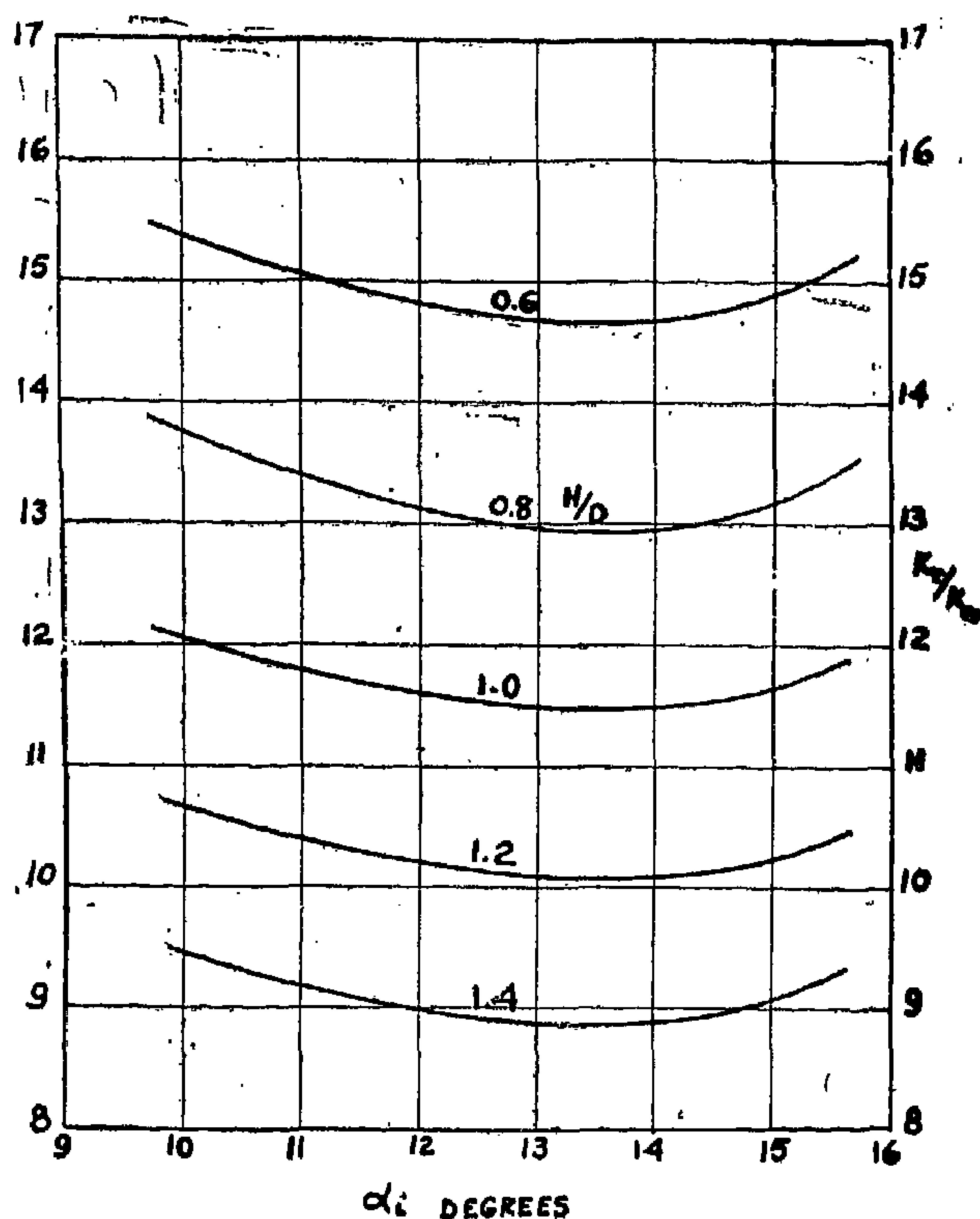


FIG. 4

have a length to diameter ratio of 0.50 as well as a thickness ratio of 0.15 and an angle α_i of 12.7 degrees. In these nozzles B4-55 screws have been tested and their K_Q as well as the K_T for the nozzle only have been computed at the bollard condition as shown on (Table 11) and drawn on (Fig. 5).

Furthermore, on (Fig. 6) the $K_T/_{KQ}$ values are presented for nozzles No. 20, 19 and 18 having camber ratios of 0.05, 0.07 and 0.09 respectively. These nozzles are all of the NACA 0015 basic thickness form with NACA near line 250. The nozzle length to diameter ratio being 0.50 and their angle α_i being 10.2 degrees in all three nozzles. The propellers tested in these nozzles were all of the K 4-55 Kaplan type.

With these results at hand and on a base of camber ratio $f/_l$ (Fig. 7) has been constructed. As expected, the bollard pull increases with increase in camber ratio but such as increase becomes small as the camber ratio exceeds a value of about 0.07. It is thus recommended that a camber ratio of about 0.07, represents a good practical figure when designing nozzles working at the bollard condition.

(IV) *Effect of the nozzle thickness profile*

We have given on figures (1, 3, 5 and 6) the K_T values at bollard for the different nozzles alone as tested experimentally in open water. These nozzles have the following thickness profiles: NACA 4415, built up NACA 5415, built up NACA 3415, NACA 0015 and a proposed 19 A profile. No qualitative comparison could be arrived at from these results since the nozzles have other different form characteristics. However, the change in the nozzle thickness profile does not seem to materially affect the bollard condition.

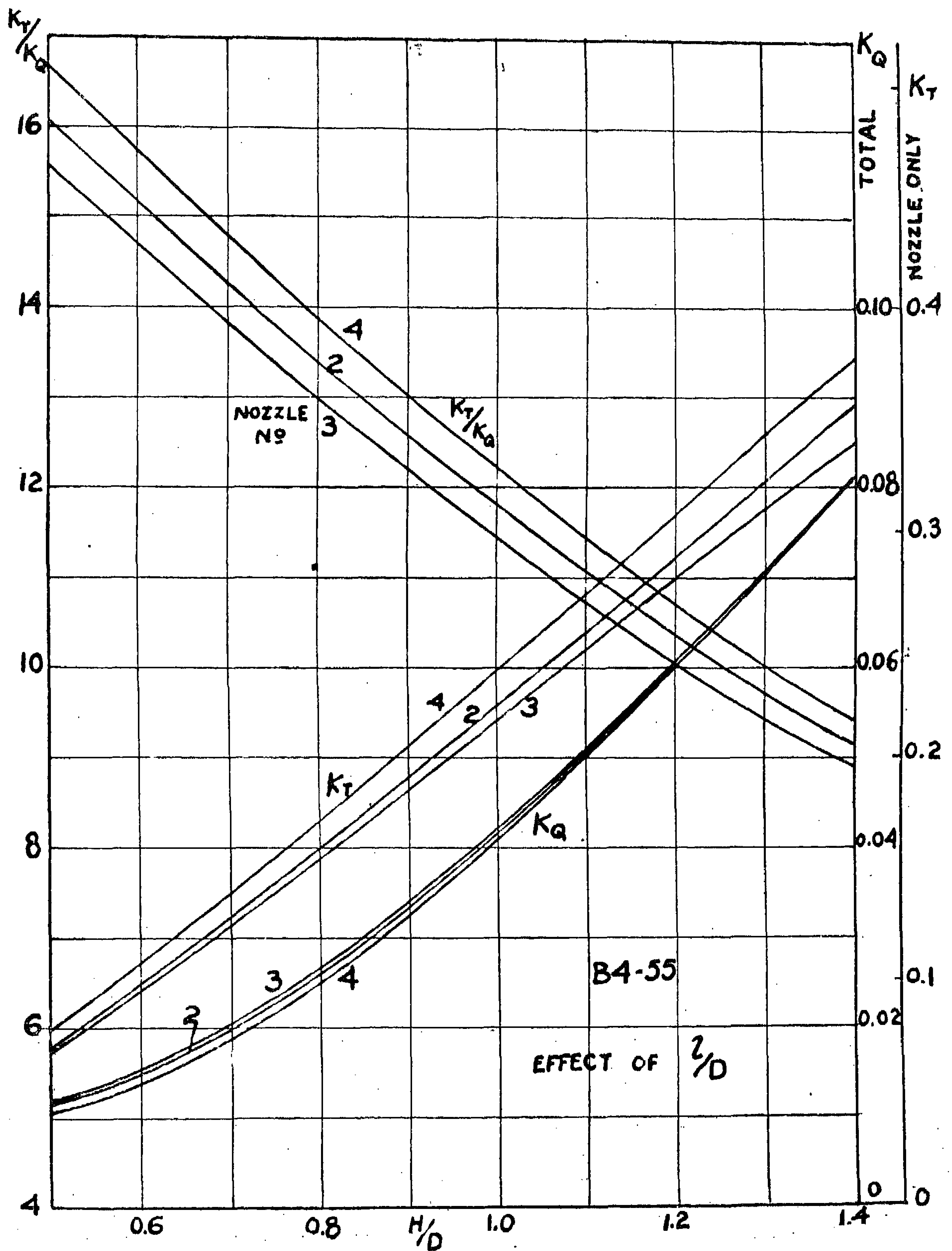
On (Fig. 8) the $K_T/_{KQ}$ values are given at bollard for K a 4-55 screws in both No. 19 and No. 19 A whose profile are drawn for comparison on (Fig. 9). The nozzle No. 19 shows better bollard pull results than the proposed 19 A nozzle; and it seems that the increased trailing edge thickness of nozzle No. 19 A compared with that of nozzle No. 19 eliminates the favourable effect of the blade section type of the K a screw series. However, from the astern operation points of view, the nozzle No. 19 A seems to possess better astern characteristics.

(B) PROPELLER IN NOZZLE CHARACTERISTICS AT BOLLARD

(1) *Effect of Propeller Blade Shape*

Two types of blade shapes have been tested in the experiments carried out at Wageningen; namely the Troost B-type and the Kaplan K-type; the latter having wider blade shape at the tips. The expanded contours of both the B-4-55 and the K 4-55 are drawn to scale on (Fig. 10). The bollard condition results of both type of propellers working in No. 7 nozzle is shown on (Fig. 11). The $K_T/_{KQ}$ values demonstrates that the B 4-55 screw exceeds those of the K 4-55.

Model tests conducted in the cavitation tunnel [11] have shown that all the B-screw types suffer from rather serious face cavitation. The face cavitation occurs also on the K-screw types. However, this phenomena



K_T/K_Q
16
14
12
10
8
6
4
0.6
0.8
H/D
1.0
1.2
1.4
K_Q
TOTAL
K_T
NOZZLE ONLY
0.10
0.4
0.08
0.3
0.06
0.2
0.04
0.1
0.02
0
0
NOZZLE No
4
2
3
K_T/K_Q
K_T
K_Q
B4-55
EFFECT OF l/D

FIG. 3

(A) NOZZLE FORM

Use is made here extensively of the open water systematic series carried out by Dr. Van Manen at Wageningen. It has to be noted, however, that all nozzles treated in these series had a constant thickness ratio $S/_l$ of 0.15. This was found to represent a good practical value from the strength point of view.

(1) *Nozzle length to diameter ratio* $l/_D$

The length to diameter ratio of the nozzles treated by the systematic series varied from 0.3 to 0.83.

In (Fig. 1) both the $KT/_{KQ}$ as well as the K_T and KQ values at the bollard condition are drawn for the nozzles number 3, 2 and 4 representing the length to diameter ratios of 0.5, 0.67 and 0.83 respectively. All these nozzles have the same angle of the profili α_i relative to the shaft center line of 12.7 degrees; as well as a camber ratio $f/_l$ of 0.04. The propeller used with these nozzles is of the B4-55 Troost type.

Similar curves could be drawn for the nozzles 7, 10, and 11 having a length to diameter ratios of 0.5, 0.4 and 0.3 respectively all having the same angle α_i namely 12.7 degrees and a camber ratio $f/_l$ of 0.05 as plotted on (Fig. 1-a).

These results when plotted to a base of $l/_D$ against an ordinate of K_T/K_Q as given on (Fig. 2) show that at bollard the higher the value of $l/_D$ the greater the bollard pull. For other operating condition, however, Van Manen [10] gave similar conclusions regarding the efficiency of the propeller-nozzle combination. Summing up it can be concluded that for practical design considerations a high $l/_D$ ratio of 0.833 in advisable at high screw loadings $B_p \geq 46$ (towing) while at lighter loads $Bp \leq 46$ (free running) a short nozzle having $l/_D$ of 0.50 in. preferable. Even at very low screw loading $Bp \simeq 13$, a sufficiently short nozzle $l/_D = 0.30$ can prove to be practical.

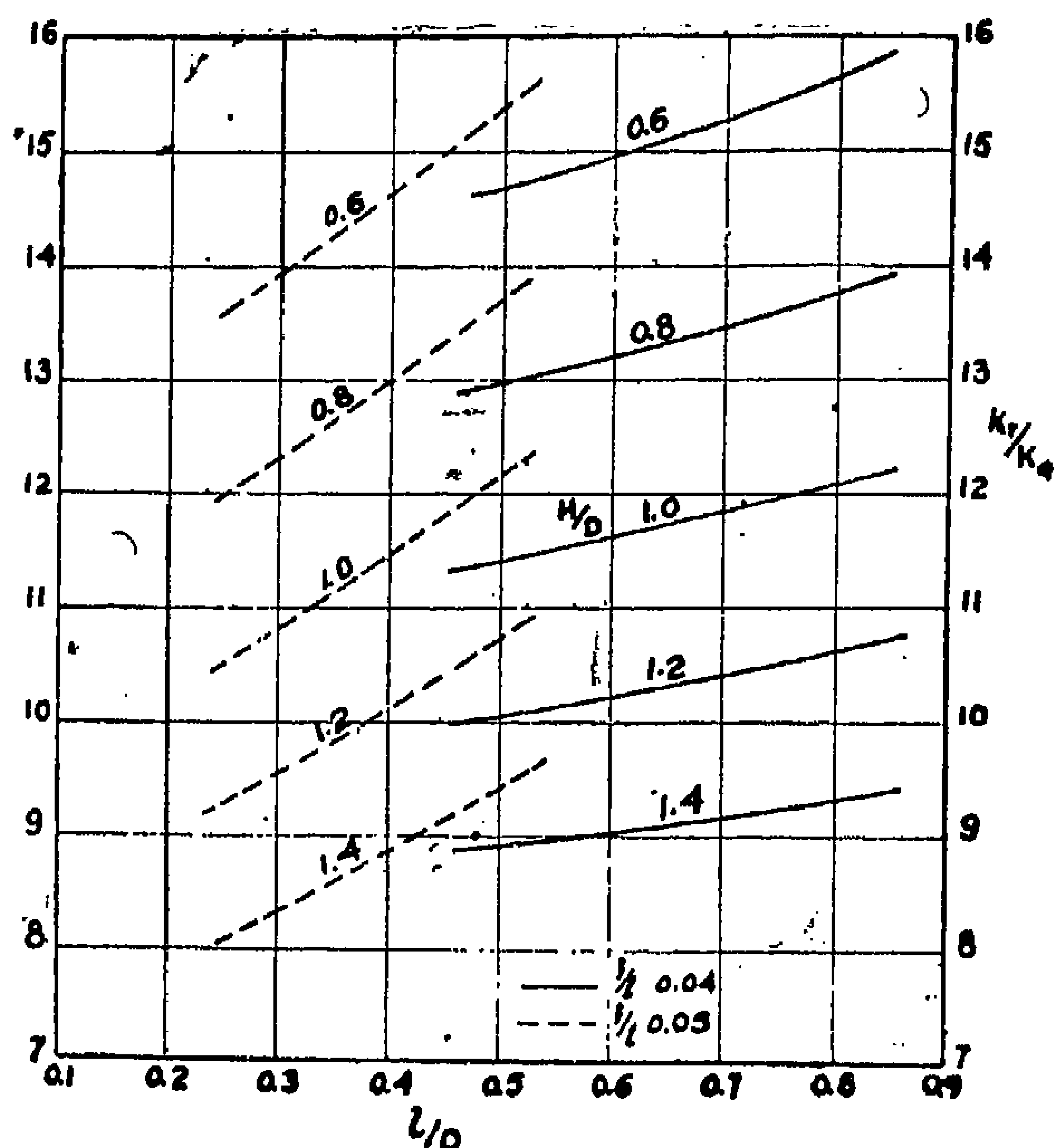


FIG. 2

(II) *Nozzle angle of profile* α_i

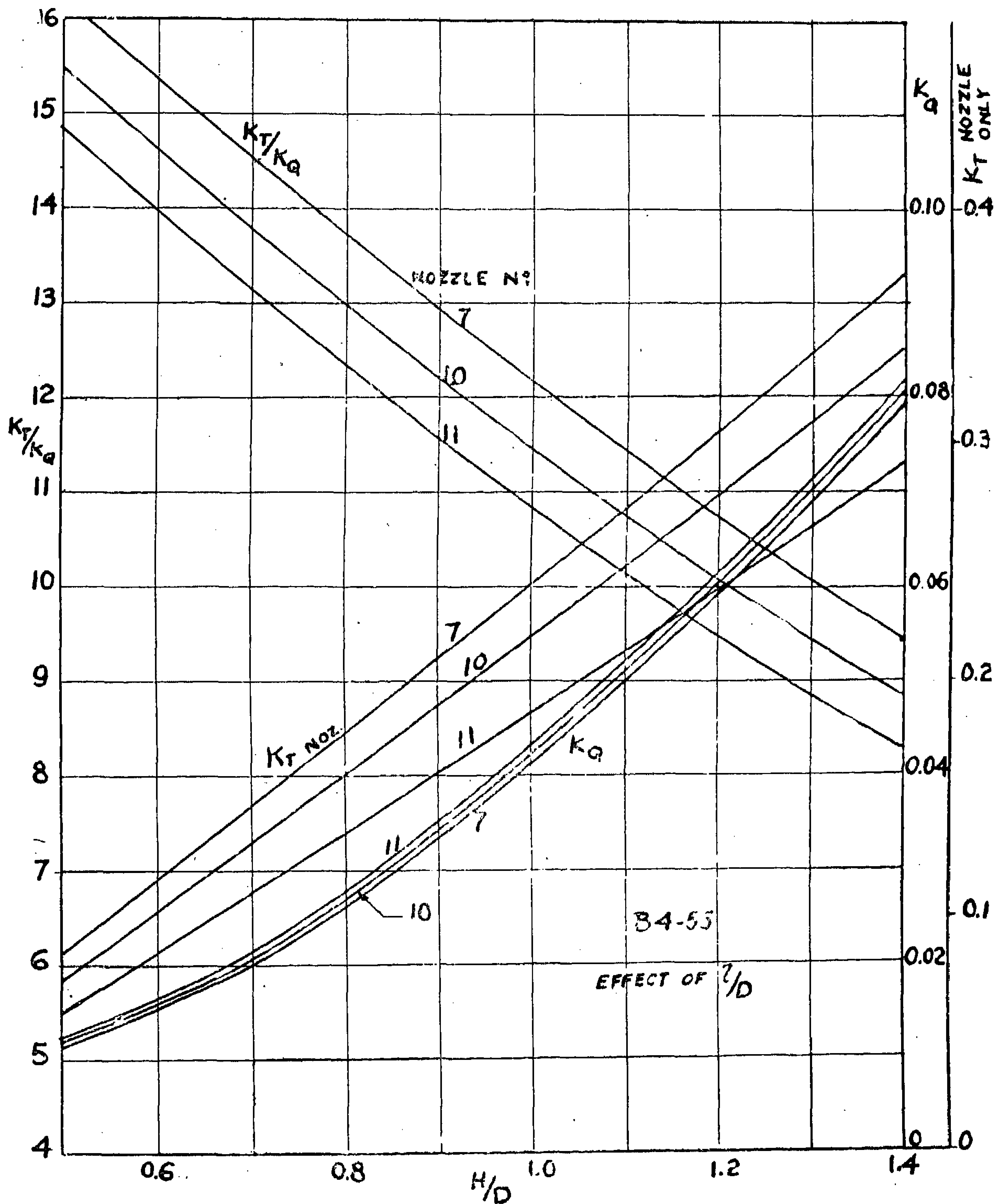
On (Fig. 3), the $K_T/_{KQ}$ values as well as the K_Q and KT (nozzle only) values are given at bollard for nozzles No. 6, 3, and 5, all having NACA 4415 profiles, which their respective angles α_i being 10.2, 12.7 and 15.2 degrees. All these nozzles have a length to diameter ratio of 0.50 as well as nozzle camber ratio $f/_l$ of 0.04. The propeller used in connection with these nozzles being also of the B4-55 type.

When plotting such results on a base of α_i as on (Fig. 4) it is found that an angle of nozzle profile of about 10 degrees renders a higher $K_T/_{KQ}$ value than a greater angle of say 13.5 degrees. A similar result has also been reached by the Netherlands Ship Model Basin to meet the practical requirements.

It is thus appropriate to consider for the design of nozzle an angle α i of approximately 10 degrees for both bollard as well as free running conditions.

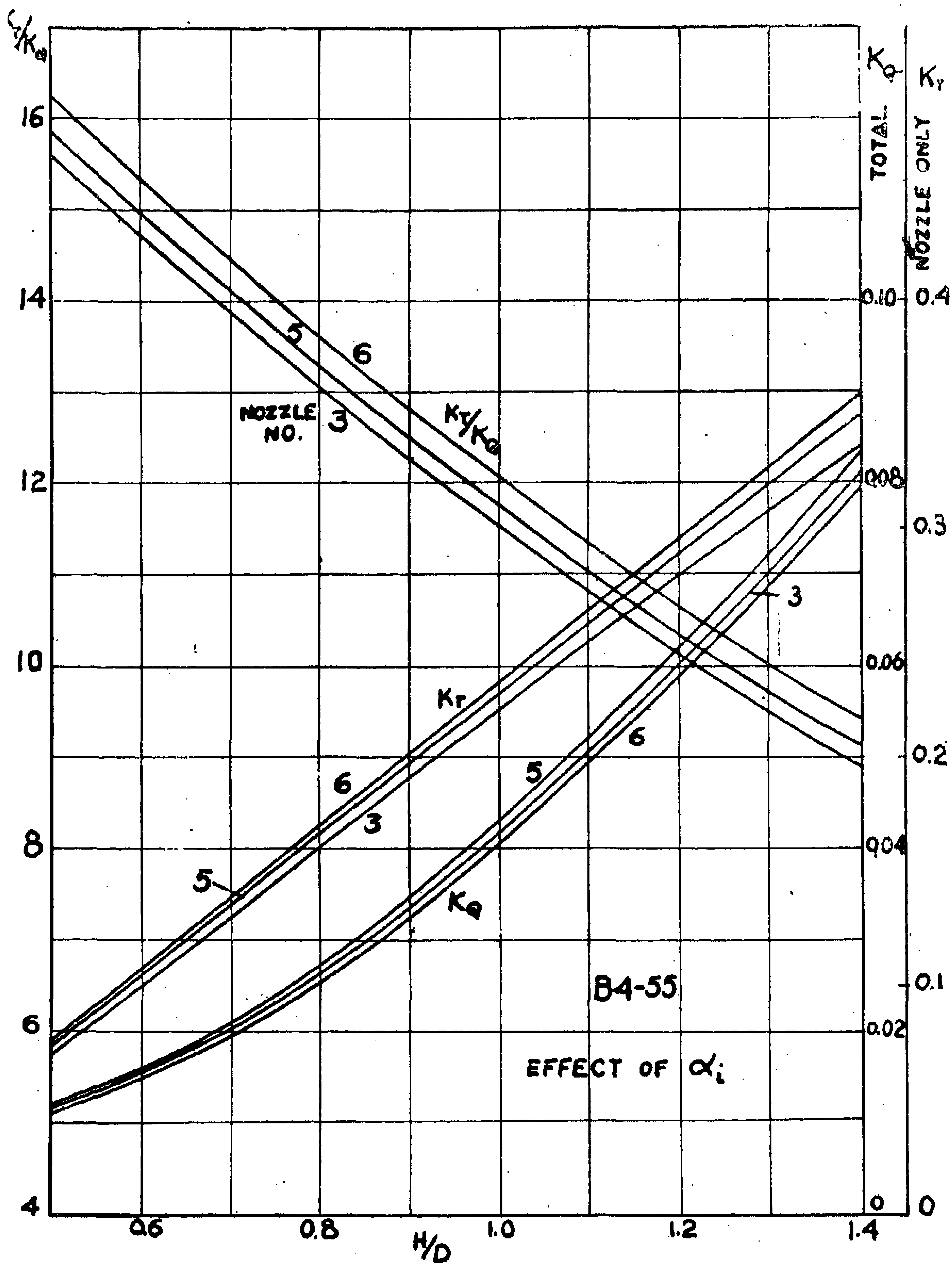
(III) *Nozzle Camber Ratio f/l*

(Fig. 5) given the $K_T/_{KQ}$ values for nozzles No. 8, 3 and 7 reresenting camber ratios 0.03, 0.04 and 0.05 respectively. All these nozzles



16
15
14
13
12
11
10
9
8
7
6
5
4
K_T/K_Q
0.6
0.8
1.0
1.2
1.4
H/D
K_Q
K_T NOZZLE ONLY
0.10
0.08
0.06
0.04
0.02
0
0.4
0.3
0.2
0.1
0
NOZZLE No
7
10
11
K_T NOZ.
K_Q
B4-55
EFFECT OF l/D

FIG. 1-a



Ct/KQ
KQ
KT
TOTAL
NOZZLE ONLY
16
14
12
10
8
6
4
0.10
0.08
0.06
0.04
0.02
0
0.4
0.3
0.2
0.1
0
0.6
0.8
1.0
1.2
1.4
H/D
NOZZLE NO.
5
6
3
KT/KQ
KT
KQ
B4-55
EFFECT OF αi

FIG. 1

TABLE (II) *Contd.*

iv—K_T values Nozzle Only (K 4-55 Screws)

Nozzle No H/D	7	18	19	20
1.221	0.390	0. 415	0.408	0.400
1.119	0.350	0. 368	0.360	0.357
1.018	0.305	0. 322	0.320	0.314
0.916	0.268	0. 278	0.280	0.271
0.815	0.225	0. 239	0.240	0.230

5—Ka 4-55 Screws (*Bollard Condition*)

Nozzle Number	H/D	KT	KQ	KT/KQ
No. 19	1.6	0.975	0.1165	8.38
	1.4	0.825	0.0880	9.38
	1.2	0.685	0.0655	10.45
	1.0	0.540	0.0450	12.00
	0.8	0.400	0.0290	13.80
	0.6	0.250	0.0155	16.15
No. 19 A	1.6	0.952	0.1155	8.27
	1.4	0.815	0.0885	9.22
	1.2	0.660	0.0640	10.30
	1.0	0.512	0.0448	11.45
	0.8	0.373	0.0285	13.10
	0.6	0.240	0.0151	15.90
In Axial Cylinder	1.6	0.550	0.133	4.18
	1.4	0.473	0.102	4.64
	1.2	0.390	0.074	5.28
	1.0	0.305	0.050	6.10
	0.8	0.218	0.030	7.28
	0.6	0.142	0.017	8.35

ii—K_T values Nozzle only (B4-55 screws)

Nozzle No H/D	2	3	4	5	6	7	8	10	11
1.4	0.354	0.333	0.375	0.358	0.368	0.372	0.336	0.344	0.290
1.2	0.289	0.281	0.320	0.292	0.296	0.309	0.272	0.289	0.243
1.0	0.220	0.221	0.238	0.227	0.232	0.240	0.206	0.222	0.193
0.8	0.154	0.160	0.172	0.163	0.170	0.172	0.145	0.157	0.134
0.6	0.095	0.099	0.105	0.100	0.109	0.106	0.095	0.108	0.086
0.5	0.072	0.071	0.081	0.072	0.081	0.084	0.074	0.007	0.059

iii—K 4-55 screws (Bollard Condition)

Nozzle Number	H/D	KT	KQ	KT/KQ
No. 7	1.221	0.796	0.0806	9.88
	1.119	0.713	0.0688	10.36
	1.018	0.632	0.0580	10.90
	0.916	0.549	0.0482	11.40
	0.815	0.463	0.0385	12.03
No. 18	1.221	0.791	0.0760	10.41
	1.119	0.704	0.0655	10.75
	1.018	0.614	0.0540	11.38
	0.916	0.529	0.0442	11.98
	0.815	0.452	0.0362	12.50
No. 19	1.221	0.799	0.0785	10.19
	1.119	0.713	0.0666	10.70
	1.018	0.623	0.0549	11.35
	0.916	0.538	0.0453	11.86
	0.815	0.462	0.0369	12.51
No. 20	1.221	0.804	0.0827	9.72
	1.119	0.722	0.0700	10.31
	1.018	0.620	0.0570	10.88
	0.916	0.545	0.0467	11.68
	0.815	0.466	0.0384	12.12
In Axial Cylinder	1.221	0.440	0.0881	5.00
	1.119	0.404	0.0754	5.36
	1.018	0.366	0.0636	5.57
	0.916	0.318	0.0530	6.01
	0.815	0.268	0.0430	6.24

TABLE (II) *Contd.*

i—B 4-55 screws (Bollard Condition)

Nozzle Number	H/D	KT	H/D	KT/KQ
No. 7	1.4	0.748	0.0795	9.42
	1.2	0.629	0.0589	10.68
	1.0	0.500	0.0412	12.14
	0.8	0.360	0.0263	13.70
	0.6	0.237	0.0154	15.38
	0.5	0.189	0.0117	16.15
No. 8	1.4	0.729	0.0822	8.81
	1.2	0.601	0.0609	9.87
	1.0	0.473	0.0427	11.07
	0.8	0.341	0.0272	12.54
	0.6	0.228	0.0158	14.42
	0.5	0.177	0.0116	15.28
In Axial Cylinder	1.4	0.440	0.0925	4.76
	1.2	0.406	0.0738	5.51
	1.0	0.340	0.0532	6.40
	0.8	0.260	0.0327	7.95
	0.6	0.180	0.0191	9.42
	0.5	0.132	0.0136	9.73
No. 10	1.4	0.732	0.0833	8.80
	1.2	0.624	0.0615	10.15
	1.0	0.481	0.0422	11.40
	0.8	0.344	0.0269	12.78
	0.6	0.237	0.0161	14.71
	0.5	0.181	0.0118	15.35
No. 11	1.4	0.677	0.0811	8.36
	1.2	0.580	0.0611	9.50
	1.0	0.456	0.0427	10.67
	0.8	0.339	0.0275	12.32
	0.6	0.225	0.0164	13.72
	0.5	0.170	0.0120	14.15

TABLE (II)

i—B 4-55 screws (Bollard Condition)

Nozzle Number	H/D	KT	K_Q	KT/KQ
No. 2	1.4	0.745	0.0815	9.145
	1.2	0.618	0.0600	10.31
	1.0	0.481	0.0415	11.60
	0.8	0.348	0.0265	13.12
	0.6	0.226	0.0150	15.05
	0.5	0.175	0.0108	16.20
No. 3	1.4	0.715	0.0809	8.87
	1.2	0.605	0.0600	10.09
	1.0	0.479	0.0415	11.51
	0.8	0,352	0.0261	13.05
	0.6	0.224	0.0152	14.75
	0.5	0.173	0.0112	15.51
No. 4	1.4	0.753	0.0808	9.33
	1.2	0.639	0.0599	10.65
	1.0	0.488	0.0403	12.11
	0.8	0.355	0.0251	14.19
	0.6	0.229	0.0140	16.42
	0.5	0.171	0.0104	16.63
No. 5	1.4	0.752	0.0827	9.09
	1.2	0.627	0.0611	10.27
	1.0	0.496	0.0427	11.65
	0.8	0.363	0.0269	13.50
	0.6	0.241	0.0157	15.35
	0.5	0.180	0.0116	15.65
No. 6	1.4	0.746	0.0790	9.45
	1.2	0.618	0.0590	10.47
	1.0	0.486	0.0409	11.88
	0.8	0.354	0.0258	13.71
	0.6	0.235	0.0149	15.76
	0.5	0.183	0.0113	16.20

TABLE (I)

Test Series	Nozzle No	l/D	f/l	d_i	Profile	Screw Series
First Series	2	0.67	0.04	12.7	NACA 4415	B 4-55
	3	0.50	0.04	12.7	NACA 4415	B 4-55
	4	0.83	0.04	12.7	NACA 4415	B 4-55
	5	0.50	0.04	15.2	NACA 4415	B 4-55
	6	0.50	0.04	10.2	NACA 4415	B 4-55
	7	0.50	0.05	12.7	NACA 5415	B 4-55
	8	0.50	0.03	12.7	NACA 3415	B 4-55
Second Series	10	0.40	0.05	12.7	NACA 5415	B 4-55
	11	0.30	0.05	12.7	NACA 5415	B 4-55
	7	0.50	0.05	12.7	NACA 5415	B 4-40
	7	0.50	0.05	12.7	NACA 5415	B 4-70
	7	0.50	0.05	12.7	NACA 5415	B 2-30
	7	0.50	0.05	12.7	NACA 5415	B 3-50
	7	0.50	0.05	12.7	NACA 5415	B 5-60
Third Series	7	0.50	0.05	12.7	NACA 5415	K 4-55
	18	0.50	0.09	10.2	NACA 25015	K 4-55
	19	0.50	0.07	10.2	NACA 25015	K 4-55
	20	0.50	0.05	10.2	NACA 25015	K 4-55
Fourth Series	19	0.50	0.07	10.2	NACA 25015	K 4-55 (A)
	19	0.50	0.07	10.2	NACA 25015	K 4-55 (B)
	19	0.50	0.07	10.2	NACA 25015	K 4-55 (C)
	19	0.50	0.07	10.2	NACA 25015	K 4-55 (D)
	19	0.50	0.07	10.2	NACA 25015	K 4-55 (E)
	19	0.50	0.07	10.2	NACA 25015	Ka 4-55
	19 A	0.50	—	—	derived from No. 19	Ka 4-55

an empirical cavitation diagram for shrouded propellers was given in reference [12]. The mean curve, however, of such diagram could be presented by the following formula :

$$B.A.R. = \frac{245\,P}{n\,D^3\,(P_o - e - 0.8\,R\,\gamma)}$$

This formula is needed in the design of marine propellers in nozzles when considering the cavitation phenomena.

The particulars of the four systematic screw-nozzle series tested by Dr. Van Manen are however given on (table 1).

Moreover, the presentation of the results for the operating conditions was also carried out on the Bp-δ diagrams by converting the $K_T - K_Q - \lambda$ diagrams by the use of the relationships :

$$Bp = 33.08\,\frac{\sqrt{K_Q}}{\lambda\,2.5} \quad \text{and} \quad \delta = \frac{101.27}{\lambda}$$

The Bollard Condition of Ducted Propellers

It has been demonstrated in reference [13] that the towrope force at bollard for the propeller alone, at the constant torque condition, could be presented by the following formula

$$T_b = 84\,\frac{D\,HP}{n\,D} \times \frac{K\,T_b}{K_{Qb}} \text{ (salt water)} \qquad (1)$$

while, in the constant power condition, the bollard or thrust at 100 per cent slip was found to be

$$T_b = 0.96\,\varrho\,K_{Tb}\,D^4\,n^2_b \;\ldots\ldots\ldots\ldots \qquad (2)$$

where :

$$k_T = \frac{T}{\varrho\,n^2\,D^4} = \text{thrust coefficient}$$

$$K_Q = \frac{Q}{\varrho\,n^2\,D^5} = \text{Torque coefficient}$$

$$T = \frac{DH \times 550 \times \zeta_p \times 0.592}{V_A} =$$

propeller thrust in lbs

$$Q = \frac{550\,DHP}{2\,\pi\,n} =$$

propeller torque in ft. lbs.

$V_A = V\,(1\text{-}w)$ = speed of advance.

ζ_p = propeller efficiency

n = revolutions per second (R.P.S.)

D = propeller diameter in ft.

C = mass density = 1.98 for salt water.

b = subscript for ballard condition.

Since these relations hold also for the case of propellers in nozzles ; being considered as one integral unit ; it thus follows that in order to calculate the bollard pull ; for the case of constant torque ; the term K_T/K_Q as in equation (1) can be considered as the determining factor.

In the case of constant power, however, as when using rotary propulsion machinery such as steam turbines of electric propulsion, only the term K_T as in equation (2) has to be considered for the determination of the bollard pull.

Since most of the propulsion machinery used in connection with Kort nozzle propulsion system are in the majority of the constant torque type for they are mainly Diesel engines, the term K_T/K_Q can be taken as the base for comparison at the bollard condition. The calculation for the K_T/K_Q values for the different propeller nozzle combination is given on (Table 11).

Optimum Geometrical Data Bollard.

In what follows we are going to treat the combination of the propeller in nozzles in what concerns the bollard condition. The nozzle form is first treated followed by a treatment of the propeller characteristics is a way to find out the optimum design criteria of each at the bollard condition.

as well as the viscous effects were not taken into consideration. Such an approach, however, did not give indication to the problem of flow separation at the nozzle.

(ii) *Systematic Series*

Extensive experimental research work has been done in this respect by Prof. van Manen et al. N. S. M. B. Wageningen on systematically varied open-water nozzle systems.

In his first systematic series [7] Van Manen tested B4-55 Troost screws in different types of nozzles. The torque and thrust identity K Q and K T were computed for various advance coefficients λ. When regarding the screw and nozzle as one single system. The axial force on each nozzle was also tested. The tests were then extended to the case of an axial circular cylinder in place of the nozzle in a way to enable analysis of the nozzle wake fraction on the basis of Froude's method (equal thrust constants). The result of this series was published in 1954 [7].

A fixed propeller position with respect to the nozzle was set for all test namely ($\frac{1}{2}$ l cos α i) from the leading edge of the nozzle. With a fixed diameter of 24 cms. for all model propeller tested the clearance between the blade tip and the nozzle wall was set at 1 m/m. representing a clearance to diameter ratio of 0.00416.

The propeller revolutions as well as the thickness length ratio S/l of the nozzle profile of 0.15 were kept constant; while the other parameters of the nozzle forms were varied. The variation, however, was set for the diffuser angle of the nozzle α_i; the camber ratio f/l of the nozzle profile as well as the length of the nozzle profile to the propeller diameter ratio l/D. Two types of nozzle profile were tested in this series, namely, NACA 4415 and the built up NACA 5415.

The second series of tests was published in 1957 [10] as an extension of the first series with NACA 5415 nozzle profiles; while varying the propeller blade area ratio and the number of blades for the Wageningen B-series.

The third series of tests by Van Manen published in 1959 [11] were carried out on wide blade-tip propellers of the Kaplan type in a way to avoid cavitation which resulted from calculations carried out by the circulation theory for axial pump impellers. A theoretically derived radial pitch distribution was selected for that series with pitch ratios at the 0.7 radius section varying from 1.221 to 0.815.

Three different types of nozzles having NACA 250 profiles were tested in this series which was denoted the K-series. It was observed that model tests on the previous series showed that all screw types used, namely, the B-series and the K-series, suffered from rather series face cavitation. In order to avoid such face cavitation it was recommended to reduce the blade section camber; the pitch being increased correspondingly.

Further experimental results by Van Manen [12] showed that neither the radial load distribution of the propeller nor its blade section shape has a large effect on the efficiency of the system.

It was decided, however, in the fourth systematic series of tests to make a slight modification of the nozzle profile in order to improve the astern efficiency. The outside of the nozzle wall was made straight and the trailing edge made thicker. Such nozzle was denoted No. 19 A.

The propeller which was selected in this series has constant pitch as well as flat faced sections which helped in the casting operations of those propellers. That screw series was designated K a 4-55. The separation phenomena of these propellers was, however, eliminated within the practical range of operation.

The combination of the K a 4-55 screw in a 19A nozzle was considered by Dr. Van Manen as an optimum practical solution of the screw in nozzle combination. Moreover,

the nozzle or the propeller alone but to treat them as one integral unit.

Furthermore ,it has been indicated by van Manen [10] that the application of the Kort nozzle needs no longer be restricted to heavily loaded propellers with limited diameters such as those used on tug and towboats ; but could be extended as well for use in moderately loaded propellers such as coastal cargoships and sea going freighters having sufficiently short nozzles.

(1) *The Theoretical Approach*

The first theory on the nozzle propeller system was devised in 1934 by Kort [1], followed by Stiess [2] in 1936 ; along the lines of the ideal propeller theory, or the one-dimensional approach, used previously on propellers by replacing them by actuator discs.

Horn and Amtsberg [3] in 1950 rendered the three-dimensional theory devised previously by Horn [4] suitable for practical purposes by basing it on measurements on the profile series or, in otherwards, on the two-dimensional results.

In the three dimensional theory, advanced by Horn in 1940 [4], the nozzle was first substituted by a single vortex ring ; then later by a distribution of vortex rings of varying circulation along its length ; while the propeller was replaced by a varying distribution of sinks. It is to be noted here that van Manen [7] has found some deficiency between Horn's calculations and the experimental results.

In 1955 Dickmann and Weissinger [5] have adopted a substitute of the nozzle propeller system by considering them as one unit and replacing the system by an adequate vortex scheme. Such system was previously suggested in 1953 by Kuchenmann and Weber [6]; based on the theory of thin annular aerofoils. The simplified Dickmann and Weissinger vortex system assumes that a propeller with an infinite number of blades has constant bound vortex along the blade radius ; while its boundary race is assumed to be circular cylinder of constant radius. That theory also assumes that no tangential induced velocities takes place in the propeller race due to the addition of the identical contra system to the nozzle propeller system.

The principal difference between the vortex system for the open propeller and the nozzle propeller system consists in the presence of one closed bound vortex ring Γ_n replacing the nozzle. The bound vortices along the propeller blades being Γ_p.

Because of the small clearance between the blade tips and the nozzle a great part of the bound vortices of the blades becomes bound vortices of the nozzle. This accounts for the considerable increase in the circulation of the nozzle bound vortex ring with respect to the circulation of the nozzle without propeller.

In the simplified scheme both the bound vortices of the nozzle and blades are replaced by single vortices, nevertheless they should be represented by vortex sheets of varying circulation along the sheet.

When comparing the results obtained from Dickmann and Weissinger's theory and these tested by van Manen [7] they seem to render a better solution than those given by the application of Horn's theory. Nevertheless, Dickmann and Weissinger's theory did not prove to be suitable for practical design.

In 1961, the previous system based on the theory of thin annular aerofoils has been extended by Kobylinski [8] to the case of varying circulation distribution along the blade radius ; in a way to obtain greater efficiency of the system. When comparing his calculated results with the experiments ; Kobylinski concluded that the agreement between both was sufficient. The experimental thrusts deduction factor, however, was found to be 6.5 % smaller than theory.

Moreover, in 1961 Morgan [9] devised a linearized theory for the ducted propeller in which both the contraction of the screw race

THE BOLLARD CONDITION OF MARINE PROPELLERS IN NOZZLES

By

Dr. F. BAHGAT, M.Sc., Ph.D., A.M.R.I.N.A.
Asst. Prof. Naval Architecture and Marine Engineering,
Alexandria University

SUMMARY

This paper deals with marine propellers working in nozzles in what concerns the bollard condition.

A brief survey of the theoretical approach to the design of nozzle propellers is first given together with a brief account on the results of model experiments carried out to date in open water as well as in the cavitation tunnel.

The bollard condition is then defined for the propeller nozzle combination and the optimum geometrical date for such combination considered.

First the optimum nozzle forms to suit the bollard condition was studied with the following parameters taken into account namely, the nozzle length-diameter ratio, the angle and thickness of the nozzle profile as well as its camber ratio.

The second consideration concerns the general characteristics of the propeller itself in nozzle at the bollard condition namely, the propeller blade shape and its area, the blade section, the number of blades as well as the effect of the propeller blade radial pitch variation.

The propeller working in an axial cylinder was then treated at the bollard condition and the percentage loss in bollard, as compared to the propeller nozzle combination computed.

Finally, the thrust deduction factor, the radial distribution of the induced velocities in nozzle, as well as the separation of flow phenomena at the nozzle were studied separately in what concerns the bollard condition.

INTRODUCTION

Eversince the invention of the propeller working in nozzles by Kort; in a way to improve the propulsive qualities of ships; the problem of design of such nozzles has advanced rapidly and has been based mainly on two separate approaches; namely, the theoretical calculations and the use of the systematic series.

It should be noted, however, that the greater efficiency attributed to the Kort nozzle may be traced in the first place to the smaller acceleration taking place in the nozzle itself resulting in turn in a smaller loss of energy. In addition to this the reduction of the tip vortices due to the smaller clearance between the nozzle and the propeller adds up to the efficiency of the system.

Moreover, since the forces acting on the nozzle are those caused by the contraction of the slipstream as well as by the screw loading itself it would be useless to consider either

Substituting equation (A-10) and (A-11) in equation III one gets

$$U\left\{1 - e^{\frac{\nu_w \cdot x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w \cdot x}{U}}\right)\right\} = U\left\{1 - e^{\frac{\nu_w \cdot x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w \cdot x}{U}}\right)\right\}$$

which satisfies the boundary equation III.

From the above analysis, it is seen that equation (24) is the solution of the boundary value problem.

REFERENCES

1. CHURCHILL, R. V.: "Modern Operational Mathematics in Engineering", McGraw-Hill Book Company, Inc. 1944 (300).

2. SCHLICHTING, H.: "Boundary Layer Theory" Pergamon Press, 1955 (97).

which is identical to equation (A-9), i.e. the P.D.E. is satisfied.

2. *Verification of Boundary Condition I*

$$u_1(y, a) = o \qquad (1)$$

Substituting in equation (24) for x = 0, one gets:

$$\frac{u_1}{U}(y,o) = -e^{y/B}\,\mathrm{erfc}(\infty) + \mathrm{erfc}(\infty) = 0$$

then $u_1(y_{10}) = 0$

which satisfies boundary condition 1.

3. *Verification of Boundary Condition II*

$$\lim_{y\to\infty} u_1(y,x) = 0 \qquad (II)$$

For very large y $\quad \mathrm{erf}(y) \simeq \frac{e^{-y^2}}{y\sqrt{\pi}} \sum_{P=0}^{n} \frac{(-1)^P (2P)!}{P!\,(2y)^{2P}} \quad [P < y^2]$

$$\lim_{y\to\infty} u_1(y,o) \simeq \lim_{y\to\infty} U\left\{-e^{y/B}\, e^{\frac{\nu_w \cdot x}{B^2 U}} \frac{e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}}{\sqrt{\pi}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)} \cdot \sum_{P=0}^{n} \frac{(-1)^P (2P)!}{P!\left(\frac{2}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^{2P}}\right.$$

$$= \lim_{y\to\infty} \frac{-e^{-y^2 U/4\nu_w x}}{\sqrt{\pi}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)} \sum_{P=0}^{n} \frac{(-1)^P (2P)!}{P!\left(\frac{2}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}} + y\sqrt{U/\nu_w x}\right)^{2P}}$$

Since the series in the above limit is a convergent series, the above function will converge to zero in the limit when y tends to infinity.

This shows that the solution satisfies boundary condition II.

4. *Verification of Boundary Condition III*

$$u_1(o,x) = U + B u_{1y}(o,x) \qquad (III)$$

Substituting for y = 0 in equation (A-4) one gets:

$$\frac{u_{1y}(o,x)}{U} = -\frac{e^{\frac{\nu_w \cdot x}{B^2 U}}}{B}\,\mathrm{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}\right) + e^{\frac{\nu_w \cdot x}{B^2 U}}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\; e^{-\frac{\nu_w \cdot x}{B^2 U}} - \frac{1}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}$$

$$= -\frac{e^{\frac{\nu_w x}{B^2 U}}}{B}\,\mathrm{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}\right) \qquad (A\text{-}10)$$

Substituting in equation (24) for y = 0 one gets

$$\frac{u_1(o,x)}{U} = -e^{\frac{\nu_w \cdot x}{B^2 U}}\,\mathrm{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}\right) + 1 \qquad (A\text{-}11)$$

$$\frac{\partial}{\partial x}\operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)=-\frac{2}{\sqrt{\pi}}\left[\frac{1}{2B}\sqrt{\frac{\nu_w}{U x}}-\frac{y}{4x}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right]e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2} \tag{A-7}$$

Similarly

$$\frac{\partial}{\partial x}\operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)=\frac{-2}{\sqrt{\pi}}\,\frac{y}{4x}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\;e^{-\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2} \tag{A-8}$$

Substituting (A-7) and (A-8) in (A-6) one gets

$$\begin{aligned}\frac{u_{1x}(y,x)}{U}=&\Bigg\{-e^{\frac{y}{B}}\frac{\nu_w}{B^2U}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}\operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)\\&+e^{y/B}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}\frac{2}{\sqrt{\pi}}\left(\frac{1}{2B}\sqrt{\frac{\nu_w}{U x}}-\frac{y}{4x}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}\\&+\frac{2}{\sqrt{\pi}}\frac{y}{4x}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\;e^{-\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}\Bigg\}\\=&-\frac{e^{y/B}\nu_w}{B^2U}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}\operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)\\&+\frac{e^{y/B}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}}{B\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{\nu_w}{U x}}\;e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}\\&\frac{e^{y/B}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}}{2x\sqrt{\pi}}\,y\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\;e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}+\frac{y}{2\sqrt{\pi}\,x}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\;e^{-\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}\end{aligned} \tag{A-9}$$

Multiplying equation (A-5) by $\frac{\nu_w}{U}$ gives

$$\begin{aligned}\frac{\nu_w}{U^2}u_{1yy}(y,x)=&-\frac{e^{y/B}}{B^2}\frac{\nu_w}{U}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}\operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)\\&+\frac{e^{y/B}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}}{B\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{\nu_w}{U x}}\;e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}\\&-\frac{e^{y/B}e^{\frac{\nu_w x}{B^2U}}}{2x\sqrt{\pi}}\,y\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\;e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_w x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}\\&+\frac{y}{2\sqrt{\pi}\cdot x}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\;e^{-\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}}\right)^2}\end{aligned}$$

Differentiating equation (A-4) with respect to

$$\frac{u_{1yy}(y,x)}{U} = \Big\{ -\frac{e^{\frac{y}{B}}}{B^2} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\Big(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big) - \frac{e^{y/B}}{B} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \frac{\partial}{\partial y}\operatorname{erfc}\Big(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}} + \frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}}\Big)$$

$$+ \frac{1}{B}\frac{e^{y/B} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}}}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}$$

$$\frac{e^{y/B}}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\left[-2\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)\frac{1}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right] e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}$$

$$- \frac{1}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\left[-2\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)\frac{1}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right] e^{\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}\Big\}$$

$$= \Big\{ \frac{-e^{y/B}}{B^2} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\Big(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big) - \frac{e^{y/B}}{B} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \frac{(-1)}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}$$

$$+ \frac{e^{y/B} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}}}{B\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2} - \frac{e^{y/B}}{B\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} e^{\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}$$

$$- \frac{e^{y/B}}{\sqrt{\pi}} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}}\, y\, \frac{U}{\nu_\omega x}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}$$

$$+ \frac{1}{\sqrt{\pi}}\frac{U}{\nu_\omega x}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\,\frac{y}{2}\, e^{\left(\frac{y}{2}\sqrt{U/\nu_\omega x}\right)^2}\Big\}$$

$$= \Big\{ -\frac{e^{y/B}}{B^2} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\Big(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big) + \frac{e^{y/B} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}}}{B\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}$$

$$- \frac{e^{\frac{y}{B}}}{2\sqrt{\pi}} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}}\, y\, \frac{U}{\nu_\omega x}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}$$

$$+ \frac{1}{\sqrt{\pi}}\frac{U}{\nu_\omega x}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\,\frac{y}{2}\, e^{\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2}\Big\} \tag{A-5}$$

Differentiating equation (24) with respect to x one gets

$$\frac{u_{1x}(y,x)}{U} = \Big\{ -e^{\frac{y}{B}} \frac{\nu_\omega}{B^2 U} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\Big(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big)$$

$$- e^{\frac{y}{B}} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \frac{\partial}{\partial x}\operatorname{erfc}\Big(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big) + \frac{\partial}{\partial x}\operatorname{erfc}\Big(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big) \tag{A-6}$$

Let us now consider

$$\frac{\partial}{\partial x}\Big(\operatorname{erfc}\Big(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big)\Big) = -\frac{\partial}{\partial x}\operatorname{erf}\Big(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\Big)$$

but $\operatorname{erf}(x') = \frac{2}{\sqrt{\pi}}\int_0^{x'} e^{-x'^2}\,dx'$

where

$$x' = \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}} + \frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}}$$

This formal solution will be verified by showing that equation (24) satisfies all the conditions of the boundary value problem.

1. Verification of the P.D.E.

$$\frac{\nu_\omega}{U} u_{1yy}(y,x) = u_{1x}(y,x)$$

Differentiating with respect to y, equation 24 becomes:

$$\frac{\nu_\omega}{U} u_{1y}(y,x) = \Big[-\left(\tfrac{1}{B}\right) e^{\frac{y}{B}} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right) - e^{\frac{y}{B}} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \frac{\partial}{\partial y} \operatorname{erfc}\left(\tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right) + \frac{\partial}{\partial y} \operatorname{erfc}\left(\tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right) \tag{A-1}$$

First let us consider

$$\frac{\partial}{\partial y} \operatorname{erfc}\left(\tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right)$$

As $\operatorname{erfc} x = 1 - \operatorname{erf} x$

then $$\frac{\partial}{\partial y} \operatorname{erfc}\left(\tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right) = -\frac{\partial}{\partial y} \operatorname{erf}\left(\tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right)$$

but $$\operatorname{erf}\left(\tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{y'} e^{-y''^2} dy''$$

$$y' = \tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}$$

$$dy' = \tfrac{1}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\, dy$$

and $$\frac{\partial}{\partial y'} \operatorname{erf}(y') = \frac{2}{\sqrt{\pi}} e^{-y'^2}$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \operatorname{erf}(y') = \tfrac{1}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}} \frac{\partial}{\partial y'} \operatorname{erf}(y')$$

$$= \frac{1}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-y'^2} \tag{A-2}$$

Similarly $$\frac{\partial}{\partial y} \operatorname{erf}\left(\tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2} \tag{A-3}$$

Substituting (A-2), (A-3) in (A-1) one gets

$$\frac{u_{1y}(y,x)}{U} = \Big\{ -e^{y/B} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\tfrac{1}{B}\sqrt{\tfrac{\nu_\omega x}{U}} + \tfrac{y}{2}\sqrt{\tfrac{U}{\nu_\omega x}}\right) + \frac{e^{y/B} e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}}}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)^2} \Big\} \tag{A-4}$$

Integrating by part one gets

$$= e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} B \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}}\right) - B\int_0^\infty \frac{1}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\, e^{-\frac{y^2}{4}\frac{U}{\nu_\omega x}}\, dy.$$

$$= B\, e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}}\right) \qquad B$$

$$\delta^* = \frac{2}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} - B + B\, e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}}\right)$$

when the following substitutions are made

$$(Re)_{\omega x} = \frac{Ux}{\nu_\omega} \qquad \& \qquad (Re)_{gh} = \frac{Uh}{\nu_g}$$

$$Re_{\delta^*} = \frac{2}{\sqrt{\pi}}\sqrt{(Re)_{\omega x}} - \frac{\rho_\omega}{\rho_g}(Re)_{gh} + \frac{\rho_\omega}{\rho_g}(Re)_{gh}\, e^{\frac{(Re)_{\omega x}}{(Re)^2_{gh}}\frac{\rho_g^2}{\rho_\omega^2}} \operatorname{erfc}\left(\frac{\sqrt{(Re)_{\omega x}}}{(Re)_{gh}}\frac{\rho_g}{\rho_\omega}\right) \quad (29)$$

Equation (29) describes the displacement thickness Reynolds number as a function of $(Re)_{wx}$ and $(Re)_{gh}$.

The effect of the gas film thickness on the water displacement thickness is shown in Figure (5). It is worthy of note that for the same water Reynolds number, $(Re)_{wx}$, the displacement thickness in the case of a gas-water boundary layer is at least 100 times smaller than that obtained in the case of a water boundary layer.

Concluding Remark

Care must be exercised in the use of the established solution as it is based on the assumption that the velocity defect u_1 is small compared with the stream velocity U, so that quadratic and higher terms in u_1 can be neglected.

For the typical values given in Section (III), the solution is valid in the following ranges :

$$(Re)_{gh} \geqslant 600 \qquad \text{i.e.} \qquad h \geqslant 5 \times 10^{-4}\ \text{ft.}$$

$$(Re)_{\omega x} \leqslant 10^9 \qquad \text{i.e.} \qquad x \leqslant 140\ \text{ft.}$$

APPENDIX A

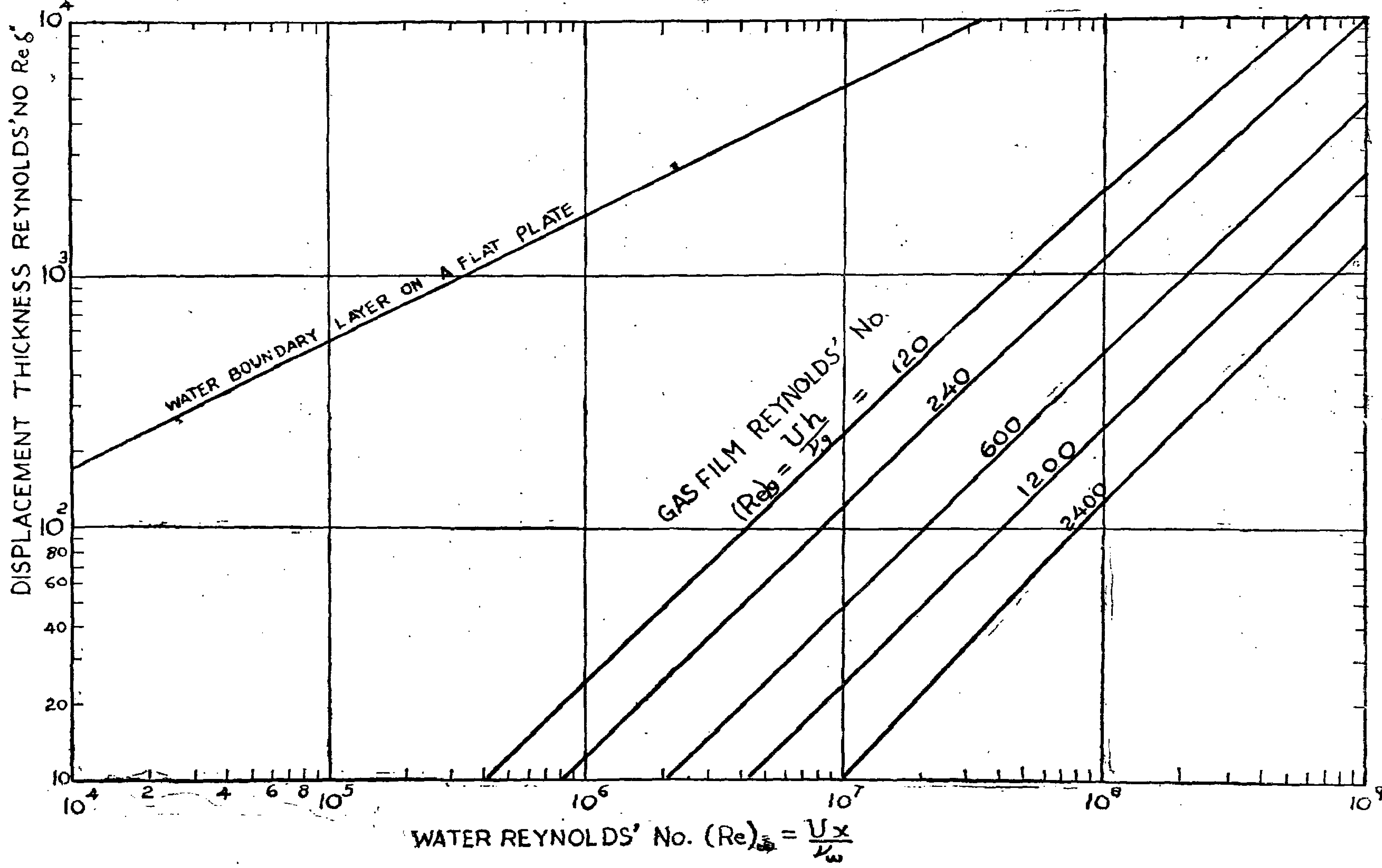
Verification of the Formal Solution

For the sake of mathematical simplicity, equation (24), which is identical to equation (25), will be used in the verification of the solution.

$$\frac{u_1(y,x)}{U} = \left\{ -e^{y/B}\, e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right) + \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)\right. \quad (24)$$

FIGURE 5

EFFECT OF GAS FILM THICKNESS ON WATER DISPLACEMENT THICKNESS



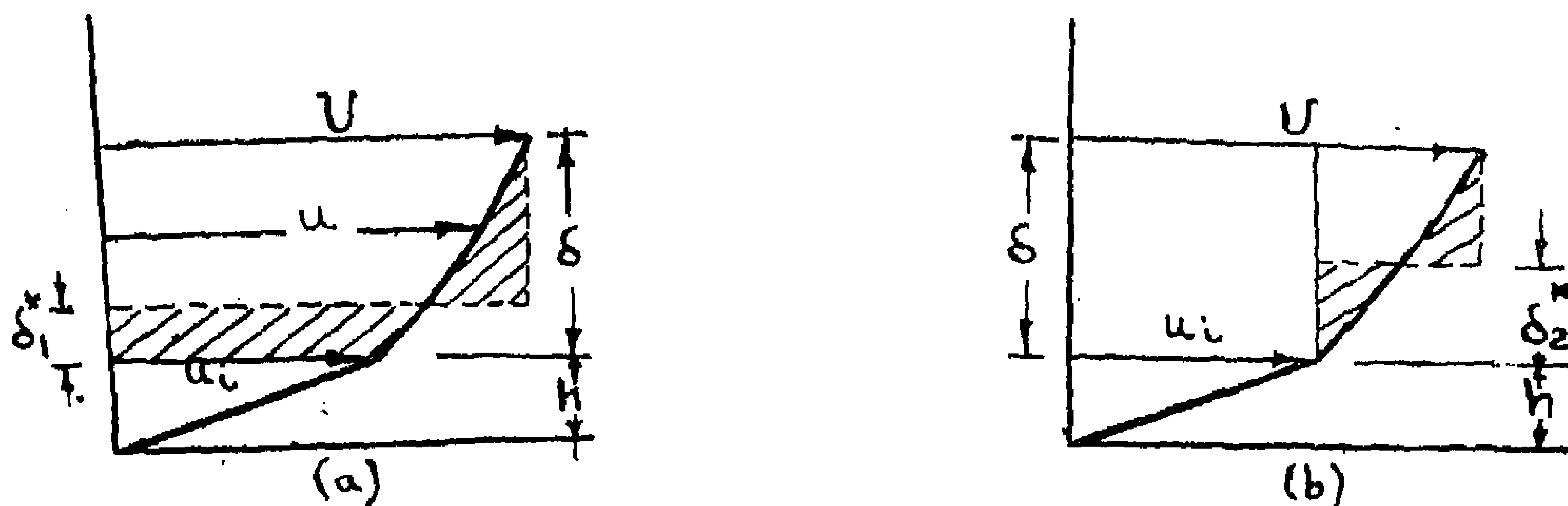


Figure 4
Displacement thickness definition

$$U(\delta-\delta_1^*) = \int_0^\delta u\,dy \qquad\qquad (U-u_i)(\delta-\delta_2^*) = \int_0^\delta (u-u_i)\,dy$$

$$\text{or} \quad \delta_1^* = \int_0^\delta \frac{1-u}{U}\,dy \qquad\qquad \delta_2^* = \int_0^\delta \frac{u_1}{U-u_i}\,dy \quad (28)$$

$$\delta_1^* = \int_0^\delta \frac{u_1}{U}\,dy \quad \ldots (27)$$

It is noted that $\delta_2^* > \delta_1^*$, but as the two methods will lead to the same order of magnitude of Re δ^*, the definition in equation (27) will be used in the derivation of Re δ^*.

Determination of δ^* $\qquad \delta^* = \int_0^\infty \frac{u_1}{U}\,dy$

Substituting equation (24) in (27) one sets

$$\delta^* = \int_0^\infty \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2}\sqrt{U/\nu_\omega x}\right) dy - \int_0^\infty e^{y/B}\, e^{\frac{\nu_\omega \cdot x}{U^2 B}} \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega \cdot x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega \cdot x}}\right) dy$$

Let one consider each integral separately:

1. $$\int_0^\infty \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2}\sqrt{U/\nu_\omega \cdot x}\right) dy$$

Integrating by parts one gets

$$\int^{\ell} = y \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right)\Big|_0^\infty - \int_0^\infty y\, \frac{\partial}{\partial y}\left(\operatorname{erfc} \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right) dy$$

$$= - \int_0^\infty y \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi}} \sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\; e^{-\frac{y^2 U}{4\nu_\omega x}}\, dy$$

$$= \frac{2}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{\nu_\omega \cdot x}{U}}$$

2. $$-\int_0^\infty e^{y/B} \cdot e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right) dy$$

$$- e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2 U}} \cdot B\int_0^\infty \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega \cdot x}{U}} + \frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right) d\, e^{y/B}$$

This is the velocity distribution in the water boundary layer as a function of x, y, h and U.

when the following substitutions are made.

$$\frac{y}{B} = \frac{y}{h}\left(\mu_g/\mu_w\right)$$

$$\frac{\nu_w x}{B^2 U} = (Re)_{wx} \cdot \frac{1}{(Re)^2_{gh}} \cdot \left(\frac{\rho_g}{\rho_w}\right)^2$$

$$\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_w x}} = \frac{y}{h}\ (Re)_{gh}\sqrt{1/(Re)_{wx}}\ \ \frac{\nu_g}{2\nu_w}$$

equation (23) can be expressed in the following dimenoionless form:

$$\frac{u_1(y,x)}{U} = \left\{ - e^{\frac{y\,\mu_g}{h\cdot\mu_w}}\ e^{(Re)_{wx}\cdot\frac{1}{(Re)^2_{gh}}\left(\frac{\rho_g}{\rho_w}\right)^2}\ \operatorname{erfc}\left(\frac{\sqrt{(Re)_{wx}}}{(Re)_{gh}}\ \frac{\rho_g}{\rho_w} + \frac{y}{h}\ \frac{(Re)_{gh}}{\sqrt{(Re)_{wx}}}\cdot\frac{\nu_g}{2\nu_w}\right) + \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{h}\ \frac{(Re)_{gh}}{\sqrt{(Re)_{wx}}}\ \frac{\nu_g}{2\nu_w}\right)\right\} \tag{25}$$

The verification of this solution is given in Appendix A.

III. *Determination of the Interface Velocity Effect*

The interface velocity defect $u_1\ (0, x)$ can be determined by substituting $y = 0$ in equa- (25), i.e.

$$u_1(0,x) = U\left\{ - e^{(Re)_{wx}\cdot\frac{1}{(Re)^2_{gh}}\cdot\left(\frac{\rho_g}{\rho_w}\right)^2}\ \operatorname{erfc}\left(\frac{\sqrt{(Re)_{wx}}}{(Re)_{gh}}\cdot\frac{\rho_g}{\rho_w}\right) + 1\right\} \tag{26}$$

For the following typical values

μ_g = .375 × 10^{-6} lb-sec/ft^2

ρ_g = .006 slugs/ft^3

μ_w = 21.1 × 10^{-6} lb-sec/ft^2

ρ_w = 2 slugs/ft^3

U = 75 ft/sec

and the following ranges of h and x

$10^{-4} \leqslant h \leqslant 3 \times 10^{-3}$ ft

and $0 \leqslant x \leqslant 140$ ft

The velocity ratio $\frac{u_1\ (0, x)}{V}$ at the interface as a function of $(Re)_{wx}$ is presented in Figure 2.

IV. *Estimation of the Displacement Thickness Reynolds Number, Re δ^**

In order that the displacement thickness Reynolds number, Re δ^*, can be estimated, the displacement thickness δ^* has to be determined first.

There are two methods that can be adopted in defining the displacement thickness. One considers the whole velocity distribution in the evaluation of δ^*, while the other considers only the velocity defect part of the velocity distribution in the boundary layer as shown in Figure (4) and presented by equations (27), (28) respectively.

From boundary condition II′

$$\alpha = -\sqrt{Us/\nu_\omega} \qquad (18)$$

which gives

$$\bar{u}_1(y,s) = A\, e^{-\sqrt{\frac{Us}{\nu_\omega}}}$$

Determination of the Coefficient A

Substituting the value of $\bar{u}_1$ (y , s) in equation (19) in boundary condition III′ one gets:

$$A = \frac{U}{S} - BA\sqrt{\frac{Us}{\nu_\omega}}$$

$$A = \frac{U}{s(1+B\sqrt{Us/\nu_\omega})}$$

The solution of the differential equation (16) satisfying the boundary conditions then is found to be

$$\bar{u}_1(y,s) = \frac{U}{s(1+B\sqrt{\frac{Us}{\nu_\omega}})}\, e^{-y\sqrt{\frac{U.s}{\nu_\omega}}} \qquad (20)$$

From the tables of transforms given by R. Churchill (Reference 2).

$$L^{-1}\left\{\frac{a\, e^{-k\sqrt{s}}}{s(a+\sqrt{s})}\right\} = -e^{ak}\, e^{a^2t}\, \operatorname{erfc}\left(a\sqrt{t}+\frac{k}{2\sqrt{t}}\right) + \operatorname{erfc}\left(\frac{k}{2\sqrt{t}}\right) \qquad (21)$$

Dividing both the numerator and denominator of the left hand side of the above equation by "a" one gets

$$L^{-1}\left\{\frac{e^{-k\sqrt{s}}}{s(1+\frac{1}{a}\sqrt{s})}\right\} = -e^{ak}\, e^{a^2t}\, \operatorname{erfc}\left(a\sqrt{t}+\frac{k}{2\sqrt{t}}\right) + \operatorname{erfc}\left(\frac{k}{2\sqrt{t}}\right) \qquad (22)$$

Equation (20) can assume the form of equation (22) when the following substitutions are made

$$k = y\sqrt{U/\nu_\omega} \qquad \text{and} \qquad \frac{1}{a} = B\sqrt{U/\nu_\omega}$$

that is

$$L^{-1}\left\{\bar{u}_1(y,s)\right\} = U\left\{-e^{ak}\, e^{a^2x}\, \operatorname{erfc}\left(a\sqrt{x}+\frac{k}{2\sqrt{x}}\right) + \operatorname{erfc}\left(\frac{k}{2\sqrt{x}}\right)\right\}$$

Substituting for the actual values of k and a in the above equation yields

$$u_1(y,x) = U\left\{-e^{\frac{y}{B}}\, e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2U}}\, \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega x}}\right) + \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2}\sqrt{U/\nu_\omega . x}\right)\right\} \qquad (23)$$

Substituting the value of u_1 (y , x) from equation (23) in equation (3) one gets:

$$u(y,x) = U\left\{1-\left[\operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2}\sqrt{U/\nu_\omega . x}\right) - e^{y/B}\, e^{\frac{\nu_\omega x}{B^2U}}\, \operatorname{erfc}\left(\frac{1}{B}\sqrt{\frac{\nu_\omega x}{U}}+\frac{y}{2}\sqrt{\frac{U}{\nu_\omega . x}}\right)\right]\right\} \qquad (24)$$

In order that the order of magsitude of both sides of the above equation be equal

$$\frac{1}{L} = O\left(\frac{\nu_w}{\delta^2 U}\right)$$

or

$$R_{eL} = O\left(\frac{L^2}{\delta^2}\right)$$

where $\quad R_{eL} = \frac{UL}{\nu_w}$

The above equation gives the range of L in which the order of magnitude analysis will be valid.

It is seen from the above analysis that equation (4) can be reduced to

$$U\frac{\partial u_1}{\partial x} = \nu_w \frac{\partial^2 u_1}{\partial y^2} \qquad (11)$$

This is the basic equation describing the flow in the water boundary layer.

Boundary Conditions

I. $u(y,0) = U$ or $u_1(y,0) = 0$ (12)

II. $\lim_{y\to\infty} u(y,x) = U$ or $\lim_{y\to\infty} u_1(y,x) = 0$

III. $\frac{\mu_g}{h} u(0,x) = \mu_w \frac{\partial u}{\partial y}(0,x)$ (13)

Substituting for u by its value in equation (3) gives

$$U - u_1(0,x) = -Bu_{1y}(0,x)$$

or

$$u_1(0,x) = U + Bu_{1y}(0,x) \qquad (14)$$

where $B = \frac{\mu_w}{\mu_g} h$

and the subscript y means differentiation with respect to "y"

i.e. $\quad u_{1y}(0,x) = \frac{\partial}{\partial y} u_1(0,x)$

The first boundary condition is based on the assumption that the initial interface velocity is equal to the stream velocity U (Figure 1).

The second boundary condition describes the velocity outside the boundary layer.

The third boundary condition is based on the continuity of shear stress across the interface.

II. *The Solution*

The LaPlace transformation technique will be used in solving the problem. A formal procedure to obtain the required formula will be used followed by a verification of the final result as the required solution.

Let $\bar{u}_1(y,s)$ be the transform, with respect to x, of the velocity function $u_1(y,x)$. Transforming the members of equations (11), (12), (13) and (14) one has the following problem in ordinary differential equations which $\bar{u}_1(y,s)$ must satisfy.

$$s\bar{u}_1(y,s) - u_1(y,0) = \nu_w \bar{u}_{1yy}(y,s) \qquad (15)$$

Boundary Conditions

$$\bar{u}_1(y,0) = 0 \qquad \text{I}'$$

$$\lim_{y\to\infty} \bar{u}_1(y,s) = 0 \qquad \text{II}'$$

$$\bar{u}_1(0,s) = \frac{U}{s} + B\bar{u}_{1y}(0,s) \qquad \text{III}'$$

From boundary condition I′ equation (15) reduces to

$$\bar{u}_1(y,s) = \nu_w \bar{u}_{1yy}(y,s) \qquad (16)$$

Assuming a solution of the form

$$\bar{u}_1(y,s) = A e^{\alpha y} \qquad (17)$$

and substituting in equation (16) one gets

$$UsAe^{\alpha y} = \nu_w \alpha^2 A e^{\alpha y}$$

i.e. $\quad \alpha = \pm\sqrt{U s/\nu_w}$

The following assumption are now introduced :

1. The flow is assumed to be steady, i.e. $\frac{\partial u}{\partial t} = 0$
2. The gas water interface is stable.
3. The gas flow is considered as a Couette flow, i.e., the velocity distribution in the gas layer is linear.
4. The variation of the pressure in the x direction is zero, i.e. $\frac{\partial p}{\partial x} = 0$.
5. The stream velocity U is considered cons-

$$\frac{\partial U}{\partial x} = \frac{\partial U}{\partial y} = 0$$

6. The velocity defect in the boundary layer

$$u_1(x,y) = U - u(x,y) \quad (3)$$

is small compared with U, so that quadratic terms in u_1 may be neglected.

Substituting for u in equation (1) and (2) by its value in equation (3) and applying assumptions 1, 4, 5 and 6, equations (1) and (2) can be reduced to

$$(U-u_1)\frac{\partial u_1}{\partial x} + v\frac{\partial u_1}{\partial y} = \nu_w \frac{\partial^2 u_1}{\partial y^2} \quad (4)$$

$$-\frac{\partial u_1}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (5)$$

To show if further simplification of equation (4) can be achieved, an estimate of the order of magnitude of each term will be carried out.

Order of Magnitude Analysis

The following substitutions are made to present equation (4) and (5) in a dimensionless form :

Let $\tilde{u}_1 = u_1/U \quad \tilde{v} = v/U$

$\tilde{x} = x/L \quad \tilde{y} = y/\delta \quad L \gg \delta$

where L is an unspecified characteristic length. Substituting in equation (4) one gets

$$(1-\tilde{u}_1)\frac{\partial \tilde{u}_1}{L\partial \tilde{x}} + \frac{\tilde{v}}{\delta}\frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial \tilde{y}} = \frac{\nu_w}{\delta^2 U}\frac{\partial^2 \tilde{u}_1}{\partial \tilde{y}^2} \quad (6)$$

similarly, from (5) there is obtained

$$-\frac{\partial \tilde{u}_1}{L\partial \tilde{x}} + \frac{1}{\delta}\frac{\partial \tilde{v}}{\partial \tilde{y}} = 0 \quad (7)$$

From equation (7) one gets

$$\frac{\partial \tilde{v}}{\delta \partial \tilde{y}} = \frac{\partial \tilde{u}_1}{L\partial \tilde{x}}$$

$$\frac{\partial \tilde{v}}{\partial \tilde{y}} = \frac{\delta}{L}\frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial \tilde{x}}$$

But

$$\tilde{v} = \int_0^1 \frac{\partial \tilde{v}}{\partial \tilde{y}}\, d\tilde{y} = \frac{\delta}{L}\int_0^1 \left(\frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial \tilde{x}}\right) d\tilde{y}$$

Since $\tilde{x}, \tilde{y}$ vary from 0 to 1

$$\tilde{v} = O\left(\frac{\delta}{L}\cdot\tilde{u}_1\right) \quad (8)$$

and

$$\frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial \tilde{y}} = O(\tilde{u}_1) \quad (9)$$

$$\frac{\partial^2 \tilde{u}_1}{\partial \tilde{y}^2} = O(\tilde{u}_1) \quad (10)$$

Substituting the order of magnitude of each term in equation (6) from equations (8), (9) and (10) yields

$$O\left(\frac{\tilde{u}_1}{L}\right) - O\left(\frac{\tilde{u}_1^2}{L}\right) + O\left(\frac{\tilde{u}_1^2}{L}\right) = \frac{\nu_w}{\delta^2 U} O(\tilde{u}_1)$$

The second and the third terms are of the quadratic order of the velocity defect and can be neglected according to assumption (6).

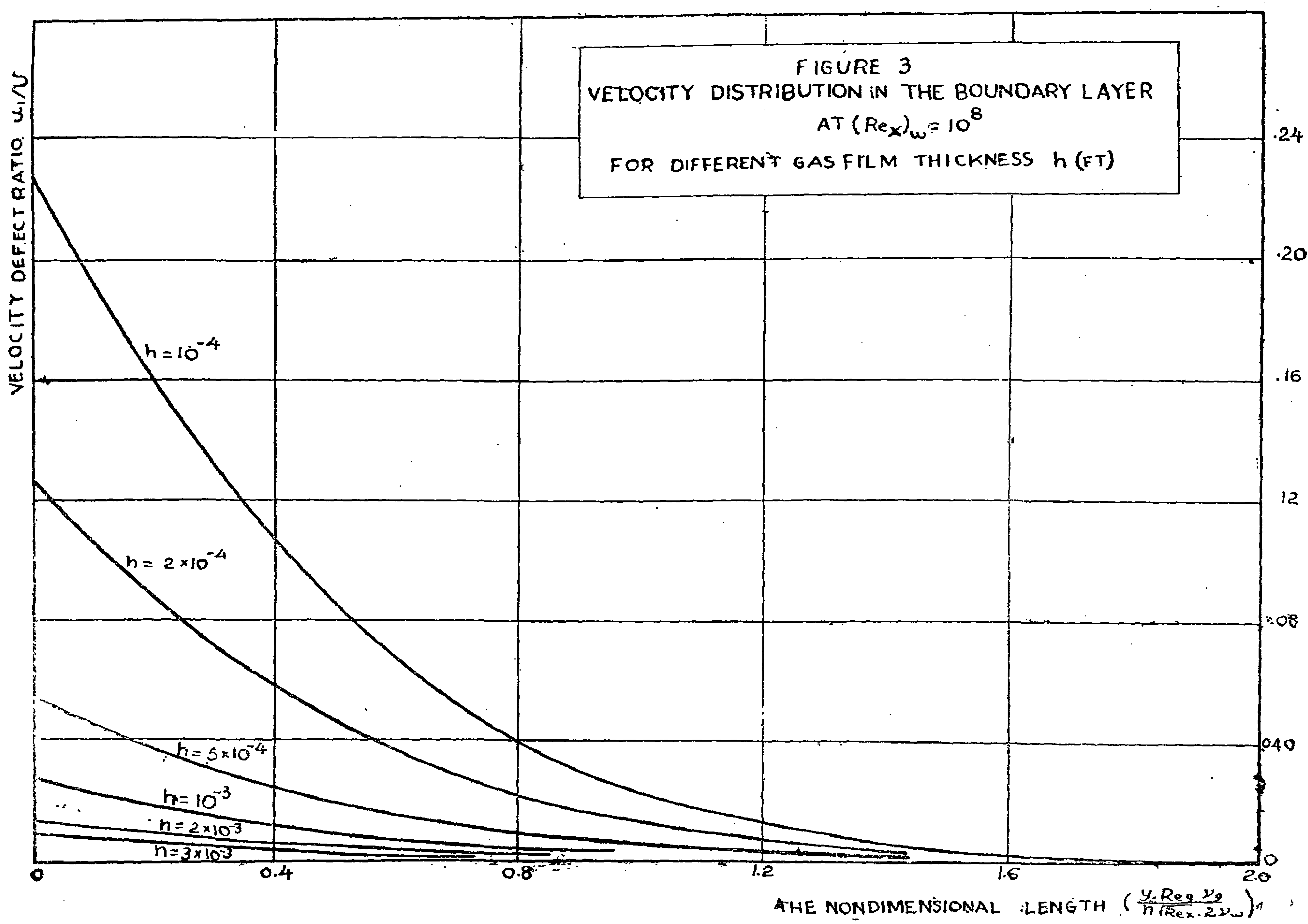


FIGURE 3
VELOCITY DISTRIBUTION IN THE BOUNDARY LAYER
AT $(Re_x)_w = 10^8$
FOR DIFFERENT GAS FILM THICKNESS h (FT)

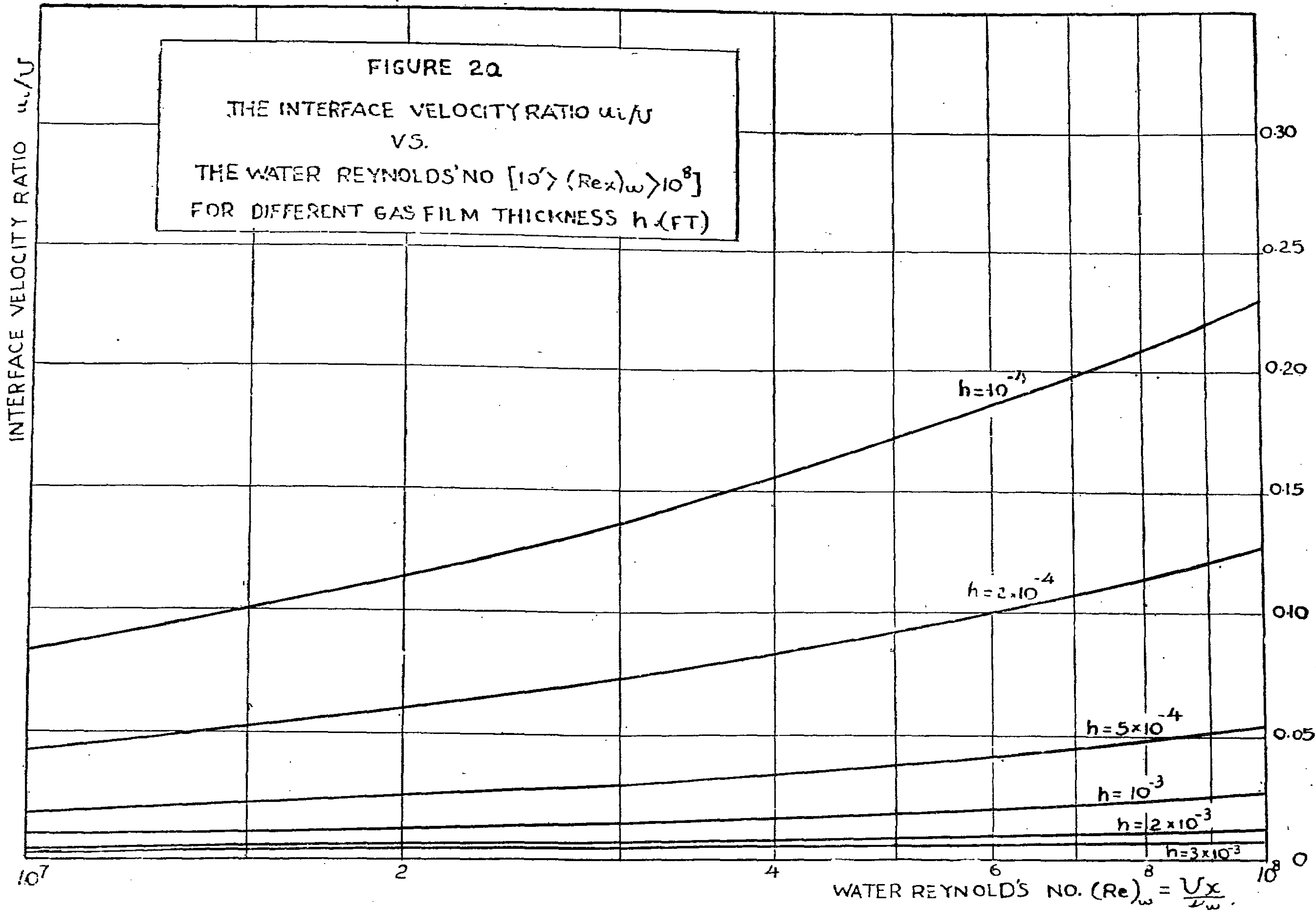
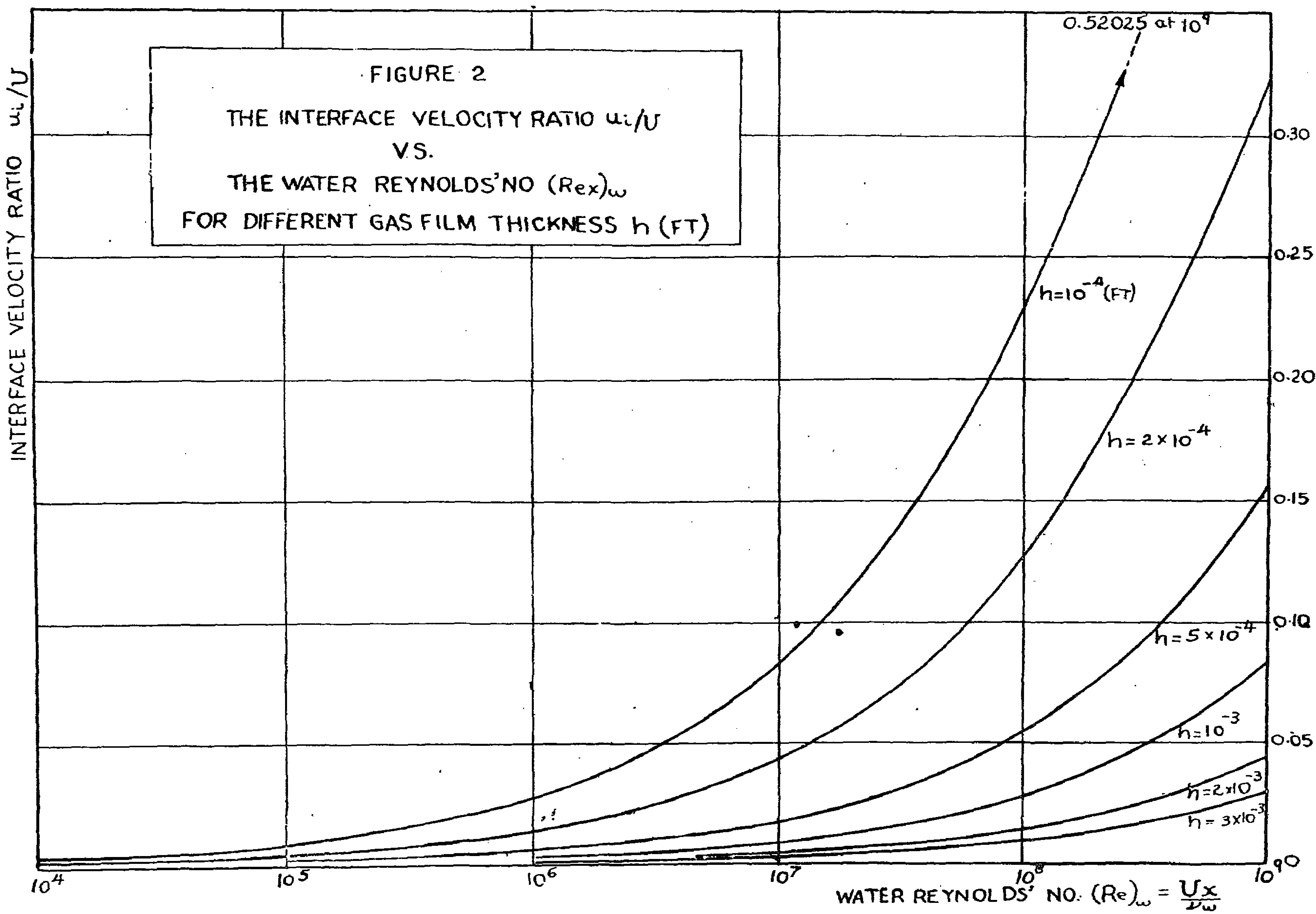


FIGURE 2a
THE INTERFACE VELOCITY RATIO u_i/U
VS.
THE WATER REYNOLDS' NO $[10^7 < (Re_x)_w > 10^8]$
FOR DIFFERENT GAS FILM THICKNESS h (FT)
INTERFACE VELOCITY RATIO u_i/U
$h = 10^{-4}$
$h = 2.10^{-4}$
$h = 5 \times 10^{-4}$
$h = 10^{-3}$
$h = 2 \times 10^{-3}$
$h = 3 \times 10^{-3}$
0.30
0.25
0.20
0.15
0.10
0.05
0
10^7
2
4
6
8
10^8
WATER REYNOLD'S NO. $(Re)_w = \frac{Ux}{\nu_w}$


FIGURE 2
THE INTERFACE VELOCITY RATIO u_i/U
VS.
THE WATER REYNOLDS' NO $(Rex)_w$
FOR DIFFERENT GAS FILM THICKNESS h (FT)
INTERFACE VELOCITY RATIO u_i/U
WATER REYNOLDS' NO. $(Re)_w = \frac{Ux}{\nu_w}$
10^4
10^5
10^6
10^7
10^8
10^9
0
0.05
0.10
0.15
0.20
0.25
0.30
0.52025 at 10^9
$h=10^{-4}$ (FT)
$h=2\times10^{-4}$
$h=5\times10^{-4}$
$h=10^{-3}$
$h=2\times10^{-3}$
$h=3\times10^{-3}$

Dimensionless Parameters

$\tilde{u}$	dimensionless velocity $= u/U$
$\tilde{v}$	dimensionless velocity $= v/U$
$\tilde{x}$	x/L
$\tilde{y}$	y/δ
$(Re)_{gh}$	gas film Reynolds number $= Uh/\nu_g$
$(Re)_{w\delta^*}$	displacement thickness Reynolds number $= U\delta^*/\nu_w$
$(Re)_{wx}$	the water Reynolds number in the x-direction $= U\,x/\nu_w$

INTORDUCTION

The flow of water along a semi-infinite flat plate, with a gas film of constant thickness separating the two surfaces, is considered in this investigation.

The development of the boundary layer in the water, based on the assumptions that the gas water interface is stable and that the velocity defect is small compared with the stream velocity, is analysed. As a result, the velocity profile, using the LaPlace transformation technique, is determined as a function of the stream velocity U, the gas film thickness h and the length x along the plate.

Accordingly, the interface velocity as well as the displacement thickness are also derived.

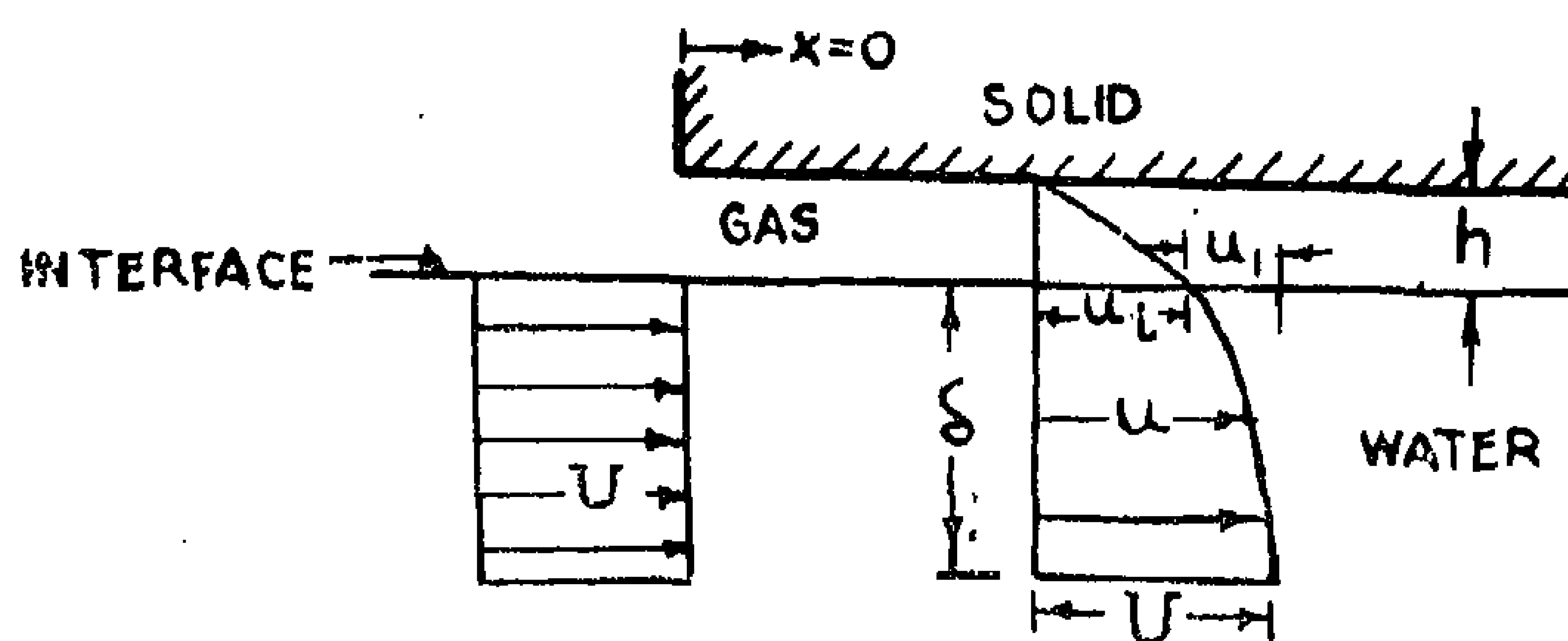


Figure 1.—Configuration of the Problem.

I. FORMULATION OF THE PROBLEM

As shown in Figure 1 water flows along a semi-infinite plate with a constant gas film thickness separating the two surfaces. It is required to evaluate the boundary layer development in the water.

The Prandtl boundary layer equations will be the fundamental starting point in the analysis. They are

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho_w}\frac{\partial P}{\partial x} + \nu_w\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \quad (1)$$

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (2)$$

The Closed Analytic Solution Of The Water Boundary Layer with A Gas Film On A Flat Plate.

By

Dr. ELSAYED M. AFIFY
Lecturer, Mechanical Engineering Dept.

A	constant of integration
B	$\frac{\mu_w}{\mu_g} h$
h	gas film thickness, ft.
L	unspecified characteristic length, ft.
u	velocity in the x-direction
u^-	the La Place transform of the velocity function u
u_1	velocity defect = U - u
u_i	interface velocity
U	stream velocity
v	velocity in the y-direction
x	distance measured along the plate axis
y	distance measured perpendicular to the plate

Greek Letters

δ	boundary layer thickness
δ^*	displacement thickness
ρ_g	density of gas
ρ_w	density of water
μ_g	viscosity of gas
μ_w	viscosity of water
ν_g	kinematic viscosity of gas
ν_w	kinematic viscosity of water

3.—The assumption of Bernoulli remains valid in the failure stage. In other words the strains are proportional to their distance from the neutral axis.

4.—The stress-strain curve of concrete given in DIN 4227 and the data for determining the internal resisting moment are really good values and conform with the test results.

5.—The use of compression reinforcement is of NO EFFECT on the moment of resistance of the section ; which means a remarkable saving of materials in case of a design based on the load factor. Only in cases of strongly reinforced sections, which are rarely used, compression steel may be valuable (see frame F2).

6.—Collapse takes place if plastic hinges are so occurred that the structure can freely deflect. Therefore a design based on an arbitrary chosen mechanism of collapse is unsafe ; there may be another mechanism causing collapse at a lower load factor. On the other hand a design based on the maximum moments occurring when an arbitrary reactant line is superimposed on the free diagram is safe. However wide cracks and enormous deflections may take place (see Frames F_4 and F_6).

7.—At collapse, the reinforced concrete structure must satisfy the three following conditions :

(a) *Equilibrium :* The internal failure moments, shearing and normal forces in any section must be in equilibrium with the external loads.

(b) *Mechanism :* Sufficient plastic hinges must be formed to turn the structure, or part of it, into mechanism allowing for a free deflection.

(c) *Yield :* The local internal moment of resistance in failure stage, computed with a stress = yield steel stress, must not be exceeded at any section of the structure.

ACKNOWLEDGMENT

The writer acknowledges his gratitude and deep thanks to Prof. Dr. Michel Bachoum for his valuable suggestions in preparing the test series, to the staff of the Concrete Research Laboratory, Faculty of Engineering, Cairo University for their assistance during the test period and to Prof. Dr. Ing. G. Knittel, Technische Hochschule, Hannover, whose comments were especially helpful. In particular, the writer is indebted to the Alexander von Humboldt-Stiftung, who gave him the chance to finish this work.

REFERENCES

1. "Die Ermittlung des Bruchmomentes von Spannbetonbalken", by E. Moerch. Beton und Stahlbeton 1950, Heft 7.

2. "Lehrbuch des Stahlbetonbaues" by Prof. Dr. A. Pucher. Springer Verlag, Wien 1961.

3. "Plastic design of portal frames", by J. Heyman. Cambridge University Press, 1957.

4. "Spannbeton Richtlinien fuer Bemessung und Ausfuerung DIN 4227", Wilh. Ernst & Sohn.

5. "Ultimate Load Theory for concrete frame analysis", by A. Baker. Journal of the structural division. Proceedings of the American Society of Civil Engineers, November 1959.

6. "Bemessung von Spannbetonbauteilen", by Prof. Dr. Ing. H. Ruesch and Dr. Ing. H. Kupfer, Betonkalender 1961. Wilh. Ernst & Sohn, Berlin.

The determination of z could be found grafically[1], or by trial as follows:

Known are the external forces M and N thus

the eccentricity $e = \frac{M}{N}$

The internal tensile force $T_m = A_s . f_y$.

Assume any reasonable value of z, then the internal compression force C_o is given by:

$C_o = 0.75 . z . C_p . b$ (known)

and its distance from the compressive edge $y = 0.4 z$ (known).

If the assumed value of z is right, then according to the condition of equilibrium (see Fig. 12):

$$T_m . e_s = C_o . e_o$$

or

$$T_m = C_o . \frac{\epsilon_c}{\epsilon_s}$$

Otherwise z has to be decreased or increased corresponding to whether $C_o . e_o$ is more or less than $T_m . e_s$. In most cases 2 or 3 trials are necessary to find out the exact position of the neutral axis. The whole procedure[2] could be evaluated in the following table:

Z(assumed)	Trial 1	Trial 2	Trial 3	Control
$C_o = 0.75 . C_p . z . b$				$T_m = A_s . f_y$
$y = 0.4 z$				
$e_o = e_o + y$				$e_s =$
$C_o . e_o =$				$T_m . e_s =$

When determining the right value of z, C_c is known and the normal force "N" producing failure is given by:

$$N = C_o - T_m$$

$$\text{or } N = C_c \left(1 - \frac{e_c}{e_s}\right)$$

As check, ϵ_y found by the help of the two known values ϵ_p and t should not be less than that value corresponding to the yield stress.

4.5.—*Discussion to Experimental and computed Breaking Loads:*

1.—The application of the elastic theory for determining the straining actions and redundant values for reinforced concrete structures in failure stage is accurate enough for designing purposes.

2.—The difference between the breaking loads computed for assumptions 1 and 2 is so scarcely remarkable that the statical calculation without taking the amount of steel into consideration is unobjectionable. It may be recommended to pay attention to this phenomena in frames having very big difference of steel amounts in the critical sections (see frames F_5 and F_6).

(1) See Mörsch: "Die Ermittlung des Bruchmoments von Spannbetonbalken", Beton-und-Stahlbetonbau 1950, Heft 7 Seite 149-157.

(2) The bases of such analysis is that the eccentricity "e" remains constant and only the normal force "N" is so increased that it causes failure.

4.4 Comparison between Test Results and Computed Breaking Lloads.

Frame No.	Breaking Shape	Comupted Breaking Load P (tons)										Breaking load from the Test Results (ton)	Remarks
		Section A		Section B			Section C		Tie		Critical		
		Assumption		Assumption		Canti-	Assumption		Assumption				
		1	2	1	2	lever	1	2	1	2			
F_1		14,2	14,3	13,7	14,5	5,75	9,4	9,2	26,5	26,7	9,2	9,9	Failure due to the formation of plastic hinge in the middle section. Corners are strong but do not sustain cantilever moment when the central section gave way.
F_2		15,6	15,8	14,6	15,2	5,75	9,2	9,9	26,5	27,0	9,2	9,8	Same as F_1. The compression steel has no significant effect.
F_3		17,5	17,8	18,8	18,9	8,1	12,8	12,6	26,5	26,7	12,6	14,6	Same as F_1. The excess of the breaking load from test results than the computed is due to the plastic distribution of moments at corners when the steel reaches its yield stress at P=12t (See Fig. 10).
F_4		19,9	23,0	21,6	20,4	8,1	11,5	10,9	7,85	8,2	10,9	11,9	The tie fails firstly which means that the corner moments stop increasing and failure takes place when the central hinge is formed. (See Fig. 14.)
F_5		7,95	9,6	6,95	4,3	2,75	12,8	10,4	26,5	29,0	10,4	10,4	Plastic hinges are formed at corners then afterwards in the central section.
F_6		17,5	16,3	18,8	17,0	8,1	4,6	4,9	26,5	24,6	4,9	9,7	The excess in the value of the breaking load in tests than computed is due to the participation of section B as a cantilever, when the central hinge is formed.

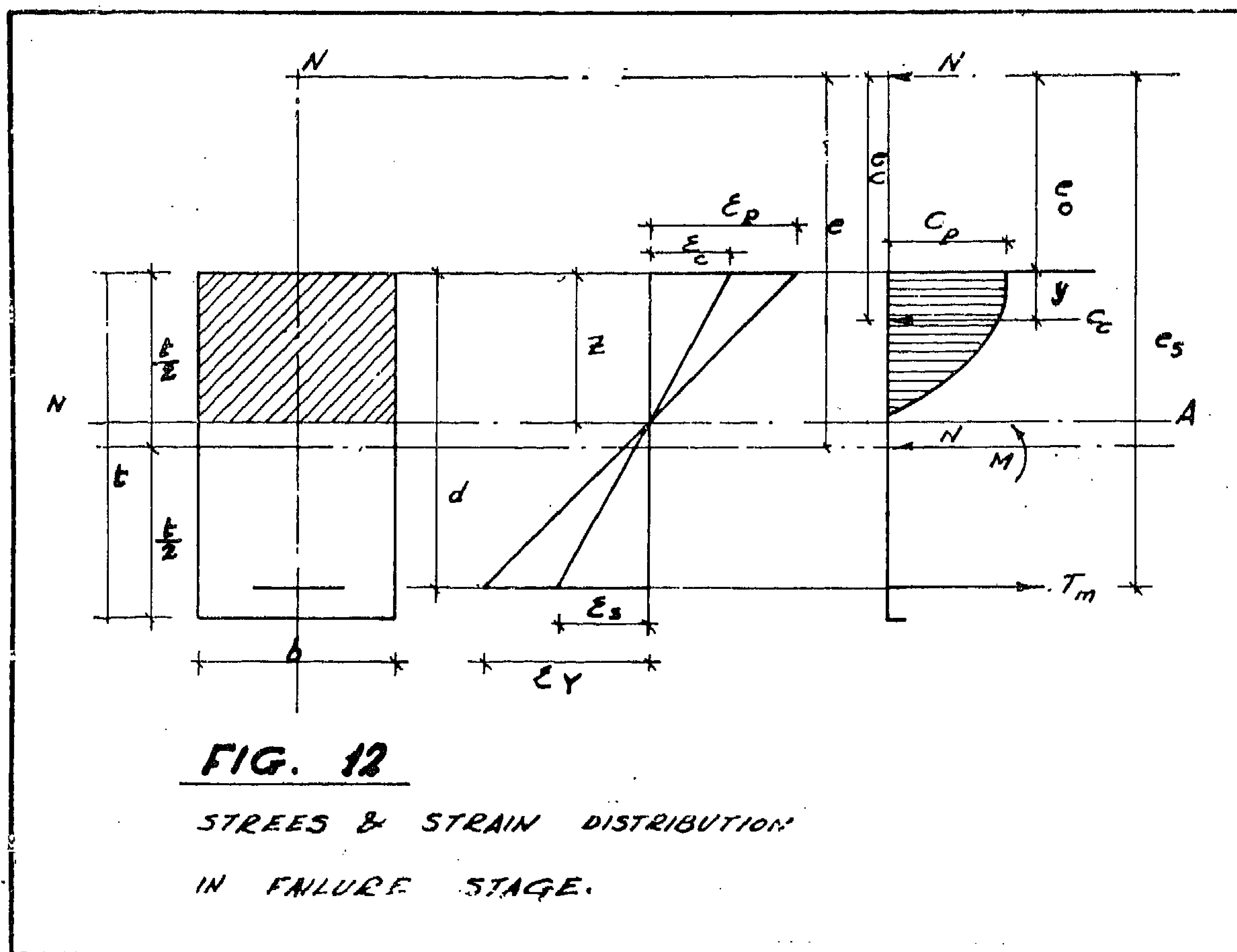


FIG. 12
STREES & STRAIN DISTRIBUTION IN FAILURE STAGE.

The observation of the tested frames had shown that the collapse was due to the failure of the concrete compression zone ; even with a very small steel percentage (frames F_5 and F_6). In no case the steel was cut... ! The elongation of the steel reinforcement was enormous, but the failure took place when concrete gave way. In other words we have the failure feature "b" i.e. $\varphi = \psi = 1$. Hence the position of the neutral axis depends on the strains ϵ_p and ϵ_y.

ϵ_p is fixed and is expected to be the same as that maximum strain value determined from the prism test = 2,6 % (see Fig. 1).

ϵ_y is variable and depends on the percentage of the steel, but is in no case minor to that corresponding to the yield stress. On the other hand, if ϵ_y is rapidly increased in the failure stage, then the possibility of increasing the steel stress above the yield stress is not recommended, since in the yield range the stresses are scarcely increased. Therefore in the computation of the internal resisting moment, the steel stress is limited by the yield stress, whatever the value of ϵ_y may be[1].

The distribution of the compressive stresses over the compression zone is corresponding to the stress-strain relationship shown in Fig. 1. Its area integrated on the breadth of the section will give the total compressive internal force (Fig. 12). According to DIN 4227 :

$$C_o = \alpha \cdot C_p \cdot z \cdot b$$
$$y = 0.4\ z$$

where $\alpha = 0.75$

C_p = concrete prismatic strength at 28 days.

(1) By failure type "c", the steel stress is to be taken corresponding to the value ϵ_y from the steel stress-strain diagram.

4.3.—Computing the internal resisting moment in failure stage.

The resistance of any material against loading is specified by its stress-strain relationship. For reinforced concrete structures, which are dependent on the combined action of steel and concrete, it is therefore important to know, with a certain degree of accuracy the shape of the stress-strain diagram of both materials.

For the steel it is well known that it behaves elastically till the point of proportionality f p. For approximately all steel types f p lies near the yield stress f_y. The cold drawn steels have not a significant yield stress and therefore their yield stress is defined by that stress which produces a permanent strain = 0.2 %. If the steel undergoes stress more than the yield stress the strains will rapidly increase and plastic flow will take place till the steel reachs its ultimate strength.

From the above mentioned analysis, it might be acceptable to limit the steel stress by its yield stress in failure stage, since no wide cracks or heavy deflection are desirable; otherwise any increase of steel stress than its yield will be on the cost of the factor of safety.

For all types of concrete the stress-strain relationship is almost a curve and at the very beginning of small loads no proportionality between concrete stress and strain (see Fig. 1). Therefore it might be preferable to designate the stress-strain diagram of concrete through a known curve that facilitates the mathematical calculations. According to DIN 4227[1] the stress-strain curve of concrete is a quadratic parabola with a straight line for the 1/4 end. Fig. 1 shows that the deviation of the actual stress-strain diagram (Full Line) from that given by DIN 4227 (dotted line) is scarcely remarkable. Thus the computation of the compression force and its position will be carried out according to the data given by DIN 4227[1].

(1) Spannbeton RichtLinien fuer Bemessung und Ausfuerung (Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin).

The nature of the collapse of the reinforced concrete sections could be one of the three following types:

(a) Very lightly reinforced sections; collapse takes place due to failure of steel.

(b) Normally reinforced sections; failure occurs due to the breaking of concrete in compression and the steel reaches its yield stress.

(c) Strongly reinforced sections; collapse occurs due to the bursting of concrete in compression and the steel stress remains under the yield stress.

For the calculation of the internal resisting moment Bernoulli's assumption helps to establish a comprehensive relation between the strains and the position of the neutral axis.

"The writer had measured the strains at different stages of loading till failure and found that the deformed sections almost remain plane and the strains were nearly proportional to their distance from the neutral axis!"

Accordingly (see Fig. 12)

$$z = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_c + \epsilon_s} \cdot t$$

$$z = \frac{\varphi}{\varphi + \dfrac{\epsilon_y}{\epsilon_p} \cdot \psi} \cdot t$$

$$z = \xi \cdot t$$

where:

$\epsilon_c = \varphi\, \epsilon_p$ (ϵ_p = max. concrete compressive strain for the standard prism)

$\epsilon_s = \psi\, \epsilon_y$ (ϵ_y = max. steel tensile strain corresponding to yield stress).

Thus the position of the neutral axis depends on the fixed values ϵ_y, ϵ_p and the failure functions φ & ψ and does not depend on the shape of the deformation curve of steel and concrete.

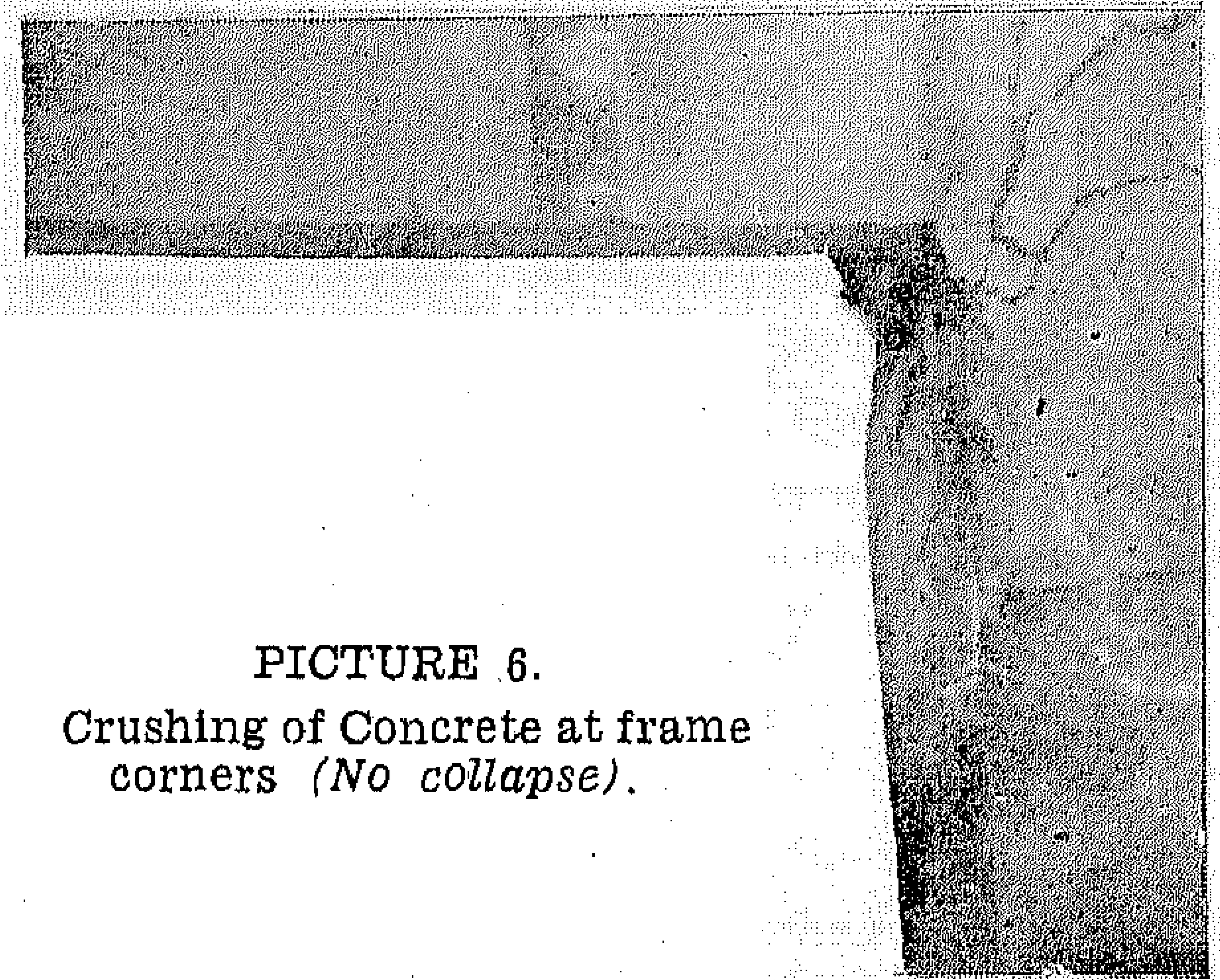
Therefore for failure type a $\varphi < 1$ and $\psi = 1$

for failure type b $\varphi = \psi = 1$

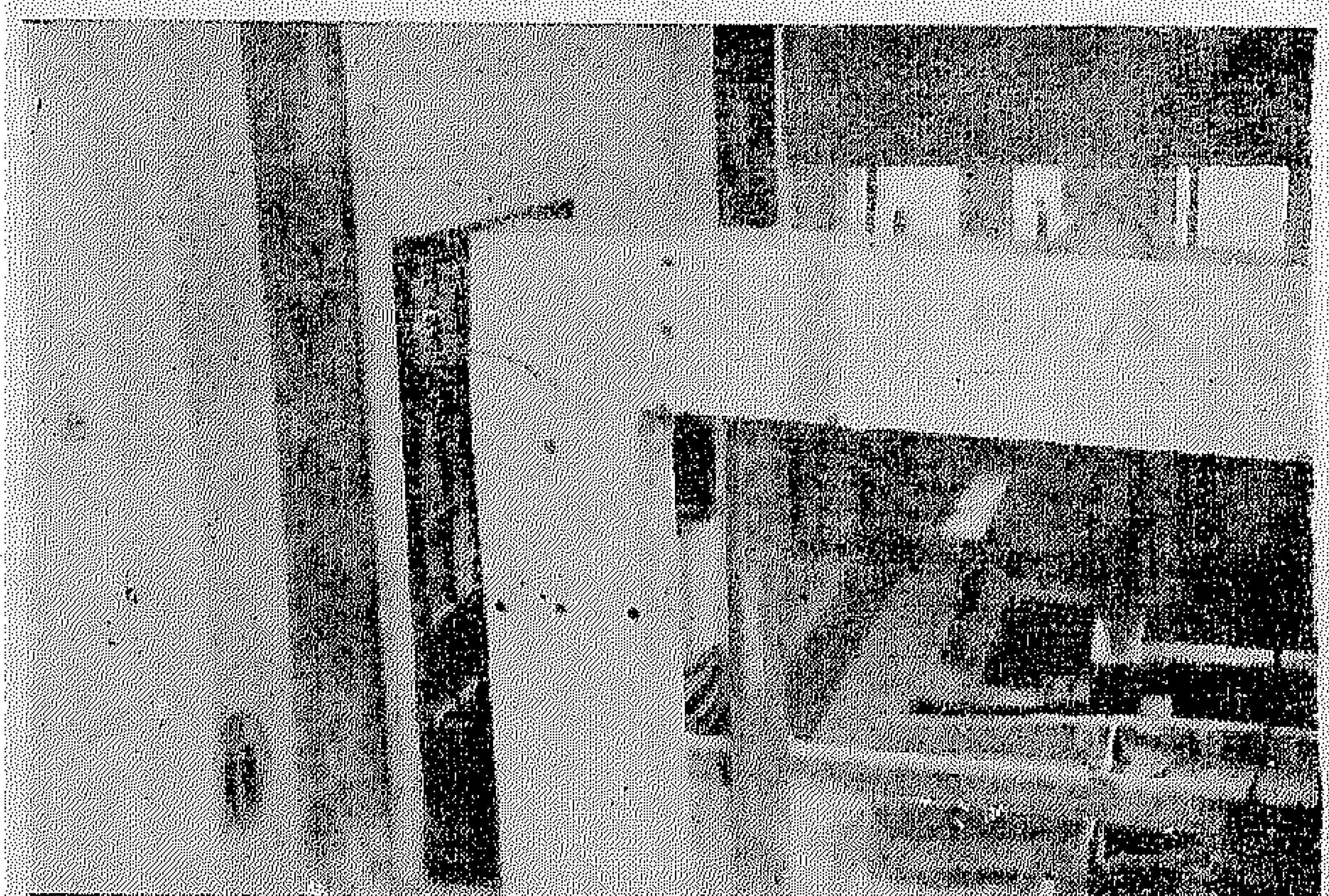
" " " c $\varphi = 1$ and $\psi \leqq 1$.

The loading history of the Frame is shown schematically in Fig. 11. The plastic corner hinges are formed at A corresponding to the load λP ($\lambda > 1$). From A to B the frame behaves as if it were simply supported at the corners, but subject to some initial load and deflection. At B the final central hinge is formed under the action of load $v P$ and a free central deflection takes place (Picture 8).

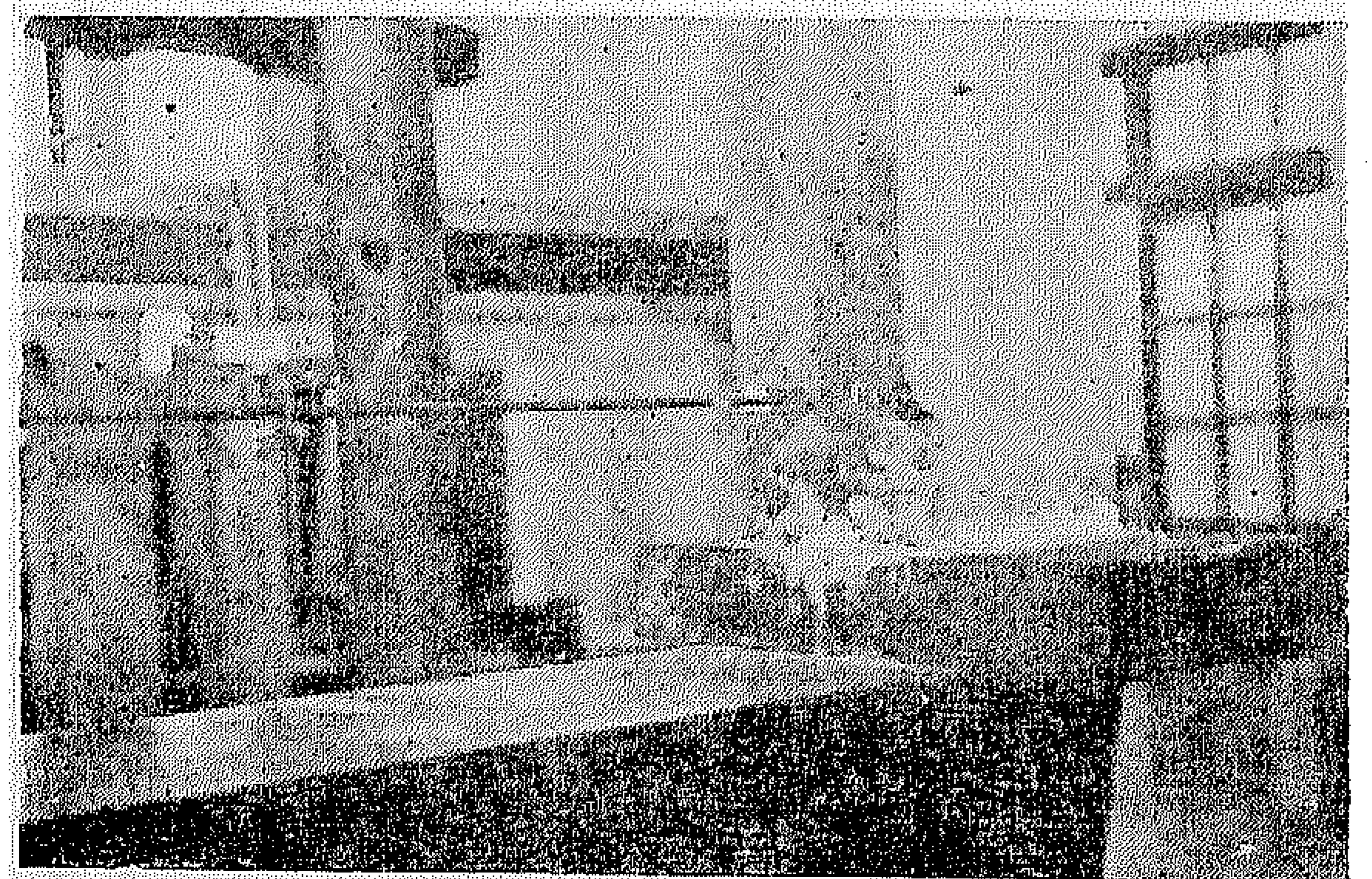
From the above analysis, the bending moments and normal forces in failure stage are the same as those under the action of the working loads but with an increase v in values. In other words the conception of determining the redundant values and straining actions in failure stage according to the elastic theory is unobjectionable.



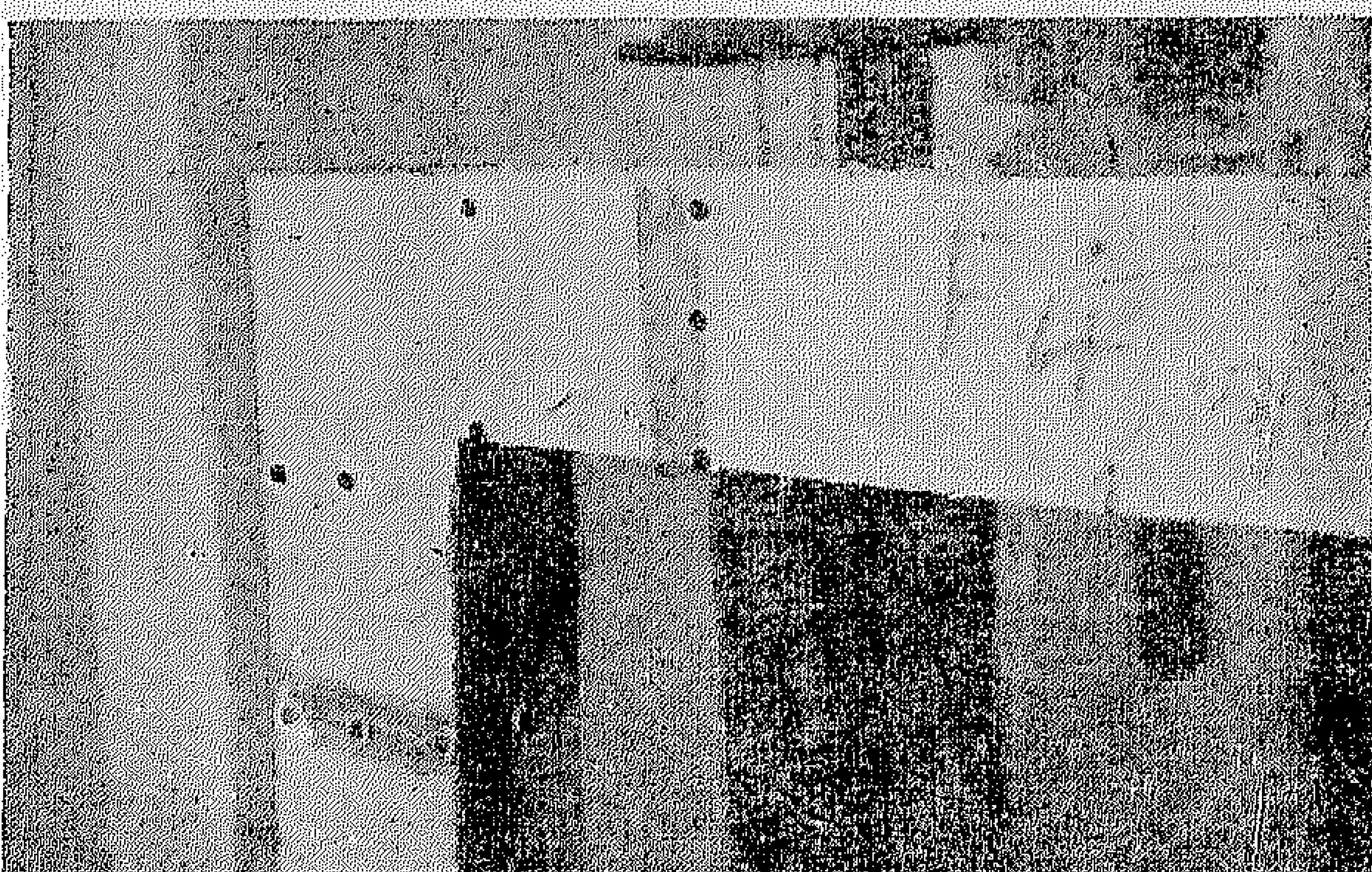
PICTURE 6.
Crushing of Concrete at frame corners *(No collapse)*.



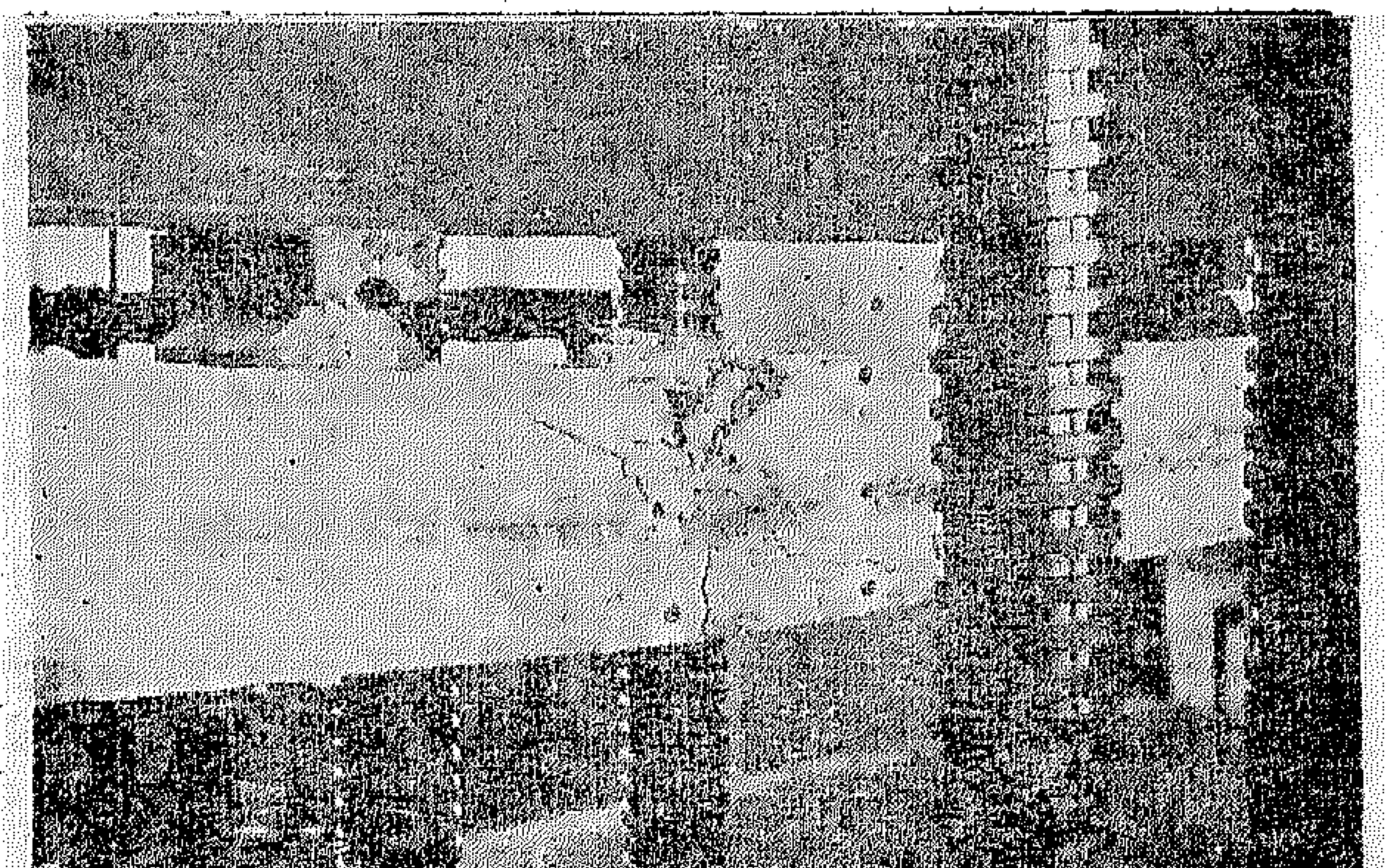
PICTURE 4
Formation of Plastic Hinges at corners.



PICTURE 7.
Crushing of concrete near tie Anchorage *(No Collapse)*.



PICTURE 5.
Formation of the central plastic hinge at first.



PICTURE 8.
Crushing of concrete at centre *(Collapse)*.

v W. The latter does not mean that load which causes the breaking of the structure, but it should be that load, which ends the possibility of its use.

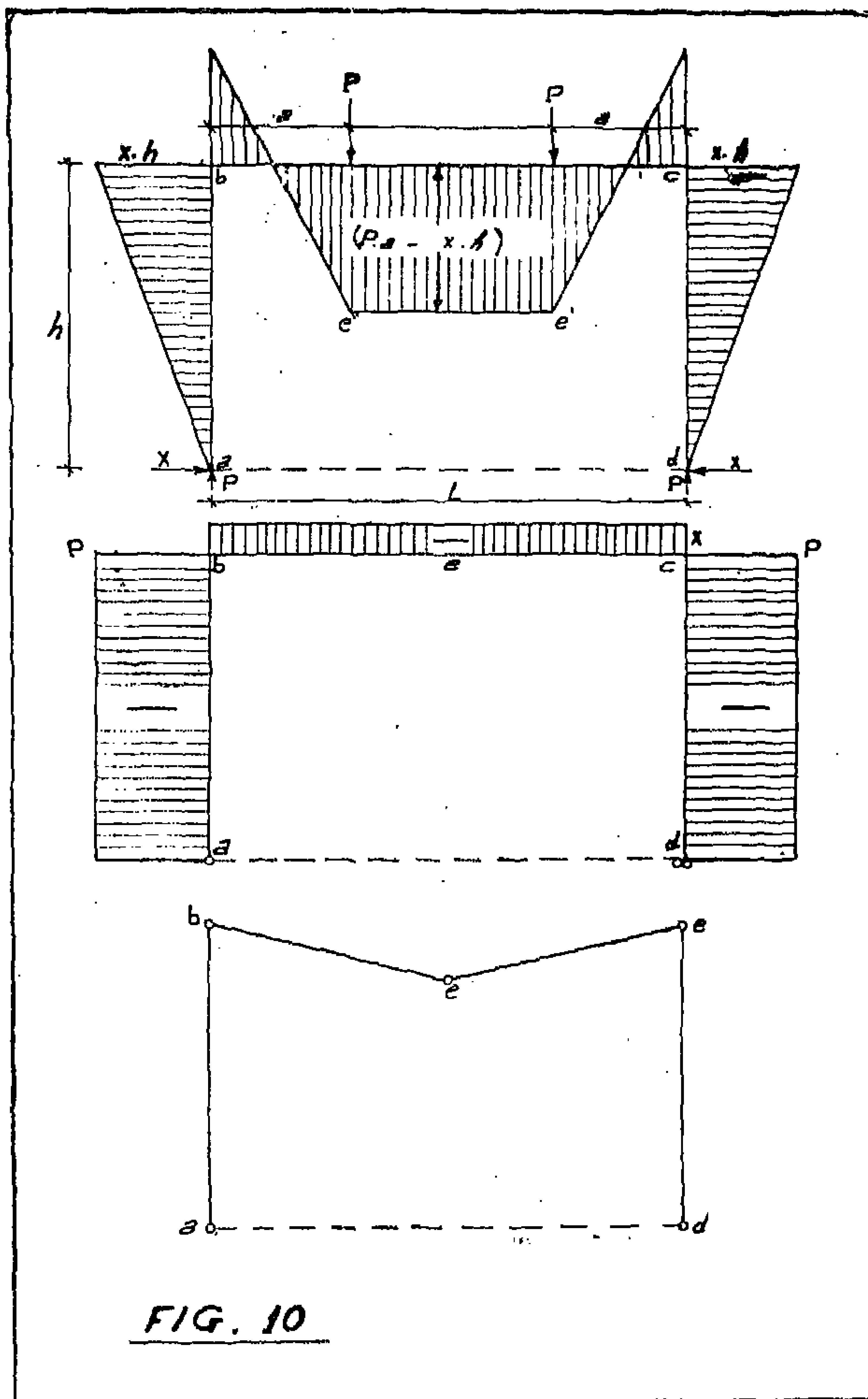


FIG. 10

4.2.—*Mechanism of the collapse of the reinforced concrete frames.*

The collapse of the reinforced concrete frames will occur, when plastic hinges are so formed that a free deflection of the central beam is achieved. The feature of collapse depends largely on the percentage of the steel in the critical sections and their internal moment of resistance.

Under the effect of the working load, the frame carries the bending moments and normal forces shown in fig. 10. If the load P is gradually increased, in general plastic hinges will be eventually formed at points b and c (Picture 4), where the moments reach the full plastic values[1] $M_{P\lambda}$! The load factor v is then given by :

$$v = \frac{M_{P\lambda}}{X \cdot h} \text{ or } M_{P\lambda} = h \cdot v\,x$$

In other words, the redundant value X determined for the working loads is to be increased to v x so that the plastic hinges could be formed at the corner points b and c.

However the carrying capacity of the frame is not yet exhausted ; the formation of the two hinges at the corners does not promote collapse (Picture 6), since a mechanism has not yet been formed. As the load is further increased, the end moments stay constant at the value $M_{P\lambda}$ while the central moment increases, eventually reaching the value M_{PY}, which is given by :

$$M_{PY} = v\,(P \cdot a - X \cdot h)$$
$$= a \cdot v\,P - h \cdot v\,X$$

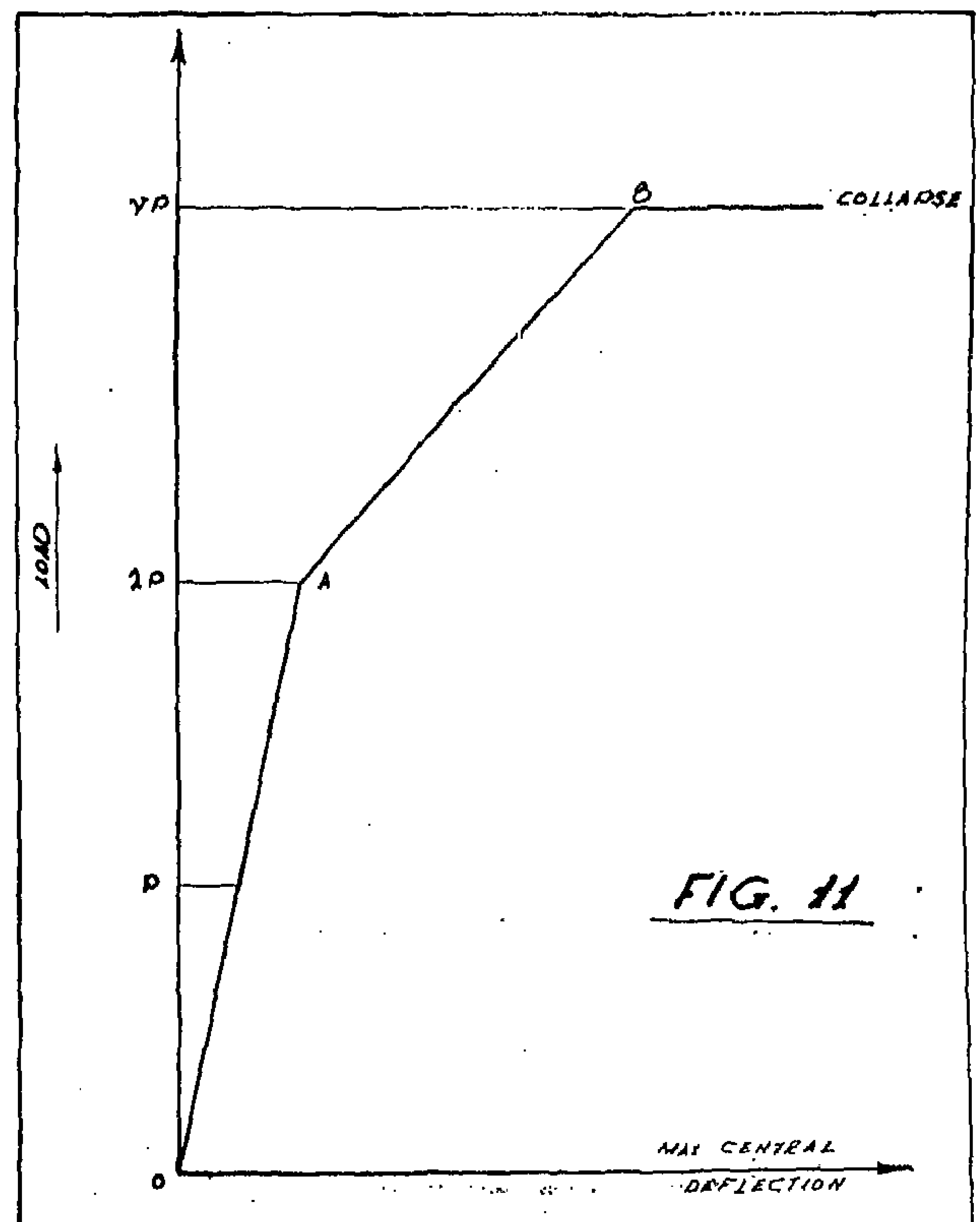


FIG. 11

(1) If the corners b and c are strongly reinforced, the central section e will fail firstly forming two cantilevers b e and c e (Picture 5). The collapse will occur as soon as the corners can not sustain these created cantilever moments. Also in this case the above mentioned analysis is applicable, until the central hinge is formed.

are no homogeneous factors of safety for the structure.

6.—In order to obtain a better comprehension of the experimental and theoretical stresses the following procedure may be adopted :

(a) For computing the redundant values, the moment of inertia for stage I is taken for the full concrete sections plus (n-1) times the moment of inertia of the steel. For stage II the moment of inertia is not taken constant all over the structure elements, but it has different values according to the location of cracks, where I is to be taken for the area of concrete in compression zone plus n-times that of steel.

(b) The modulus of elasticity of concrete E_c in compression is the same as in tension and each equals the initial modulus of elasticity (= 300 t/cm² in our case).

(c) The modular ratio n is taken corresponding to the actual test results (n = 6,67 in our case).

However, it is obviously expected that the stresses calculated on the light of the previous analysis will conform more with the test results. But in the writer's opinion, such mode of calculations is not practical. The writer does not aim to raise any argument concerning the value of the moment of inertia I for only the compressed concrete and n- times that of steel. The reader may agree that this case may take place only in sections strained with maximum values of straining actions, but different elsewhere. Also the discussion is opened for the conception of the right value according to the height of cracks in every stage of loading ! ! Equally criticised is the value of E_c and correspondingly the modular ratio n . It is well known that the concrete modulus of elasticity in compression is different than that in tension, and E_c does not remain constant in the different stages of loading showing a remarkable deviation from the initial values at a small increase of stress. On the other hand, the concrete plastic deformation due to its creep and shrinkage may render the value E_c completely different from its initial value. It is not aimed here to discuss the other factors such as grading of aggregates, cement dose, water/cement ratio, weathering conditions at time of mixing, curing, compaction, art and rate of loading, age of concrete... etc., on the concrete modulus of elasticity. It is clear that the conception of any value of E_c is not representative for the actual case. In other words the modular ratio n does not give a true value, which could be reliable for design purposes. Therefore, in order to avoid all these discrepancies, raised by applying the linear stress distribution in the designing of reinforced concrete elements, a very complicated and tiresome analysis has to be done. On the contrary, the theory of limit design may render the probelm easier.

4. Stress Analysis according to the theory of limit design.

4.1.—*Load Factor v*

The load factor or the factor of safety has many functions and is assumed to cover the following items :

(a) Unfavourable errors in design.

(b) Non-uniform properties of materials that may result in having lower strength than expected.

(c) Errors in execution process, which may lead to minor cross-sections and lower internal moment of resistance.

(d) Excess of superimposed loading than considered.

(e) Injury of structure's users at failure stage.

(f) Economical aspects concerning the cost of renewing the structure and the damage of machinery and other equipments.

The theory of limit design is based on the conception of a reasonable factor of safety v. Suppose that the working total loads are specified by W ; then the plastic collapse occurs when the loads W are increased to the value

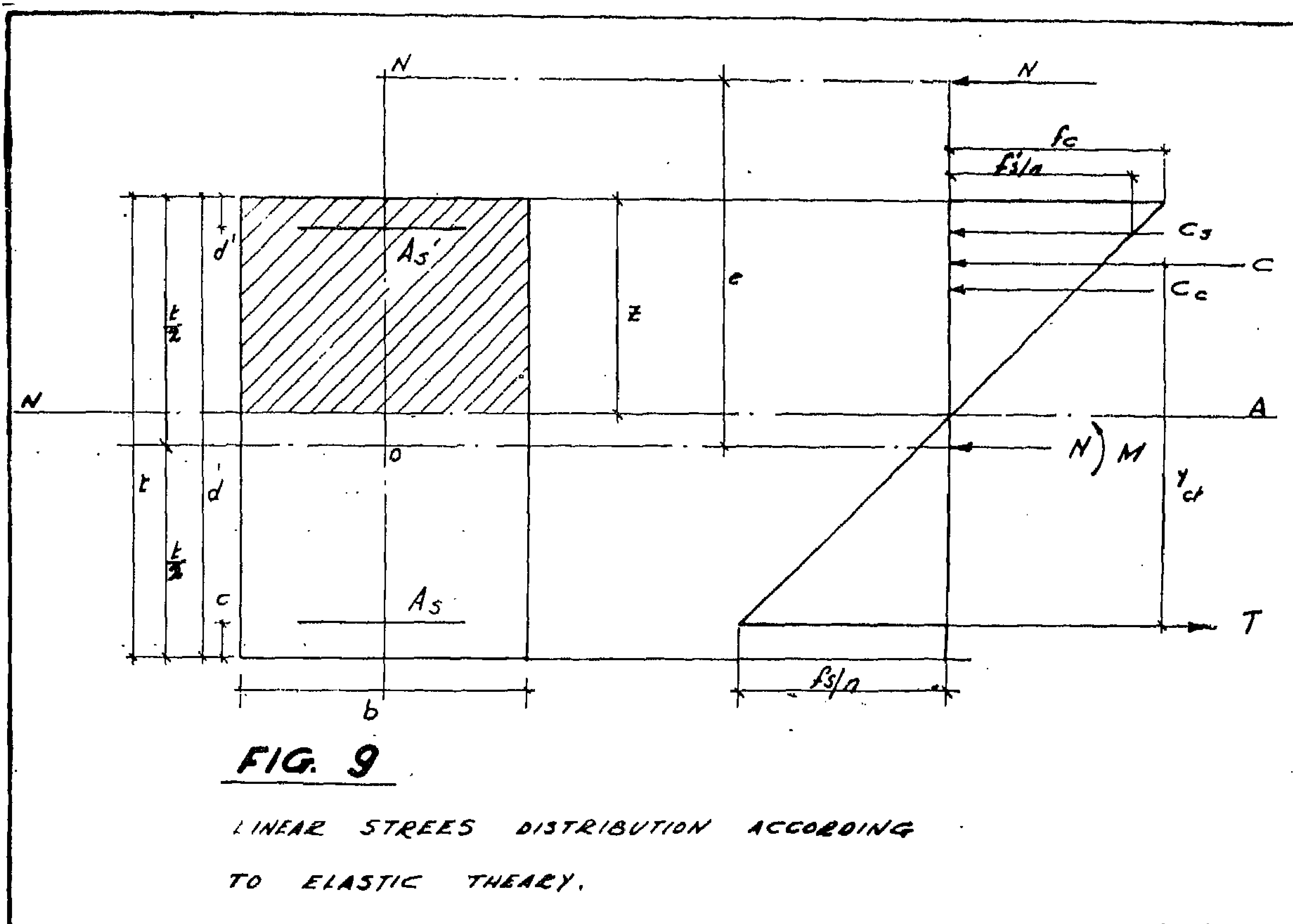


FIG. 9

LINEAR STREES DISTRIBUTION ACCORDING TO ELASTIC THEARY.

$$f'_s = n\, f_c \left(\frac{z - d'}{z} \right) \qquad \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots (4)$$

By solving those 4 equations the unknown values z, f_c, f_s, and f'_s are determined.

The computed stresses f_c and f_s have been plotted against the load P on the same figures (3-8) of the experimental results. The change from stage I to stage II is considered abrupt at a stress = the concrete tensile strength.

3.3.—*Discussion of experimental and theoretical stresses.*

1.—The load-stress curve determined according to assumptions 1 and 2 is almost straight. It conforms better with test results under relatively small loads. However, none of the two assumptions is representative for all stages of loading.

2.—Assumption 2, in general, should give better results than assumption 1 ; particularly in cases of remarkable difference of steel amounts in the critical sections (See Fig. No. 7 and 8 of frames F_5 and F_6).

3.—The effect of compression steel was found not significant, compare Fig. 3 and 4 of Frames F_1 and F_2.

4.—Figures 3-8 show clearly that the concept of calculating the redundants and hence the stresses without taking the amount of steel reinforcements into consideration is unobjectionable.

5.—The computed stresses according to the two assumptions are of higher values than obtained experimentally. This may be due to the negligence of the effect of concrete in tension.

Moreover it has to be observed that, if the computed stresses f_c and f_s are lower than the actual values for one section, then they are higher for the other one, showing that there

TABLE II *Values of Bending Moments and Normal Forces for P = 1.0 ton*

No. Frame	Force in Tie (Tons)		Section A				Section C			
			Bending Moments mt		Normal Force ton		Bending Moments mt		Normal Force ton	
	Assumption		Assumption		Assumption		Assumption		Assumption	
	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2
F_1	0,217	0,215	0,314	0,312	1,0	1,0	0,396	0,399	0,217	0,215
F_2	0,217	0,213	0,314	0,309	1,0	1,0	0,396	0,402	0,217	0,213
F_3	0,217	0,214	0,314	0,310	1,0	1,0	0,396	0,400	0,217	0,214
F_4	0,199	0,191	0,289	0,277	1,0	1,0	0,427	0,441	0,199	0,191
F_5	0,217	0,198	0,314	0,287	1,0	1,0	0,396	0,429	0,217	0,198
F_6	0,217	0,232	0,314	0,336	1,0	1,0	0,396	0,369	0,217	0,232

The stresses f_c and f_s have been computed for two distinct stages of loading:

Stage I : Non-cracked concrete

In other words, the stresses at the edge of concrete in tension zone do not exceed the ultimate tensile strength of concrete i.e. 26 kg/cm².

The stresses are then calculated according to the known formula:

$$\text{stress } f = \pm \frac{N}{A} \pm \frac{M\,y}{I}$$

where for assumption 1, A and I are the area and moment of inertia of concrete section only and for assumption 2, A and I are the area and moment of inertia of both concrete section and (n-1) times that of steel.

Stage II : Cracked concrete

The stresses are calculated for the two assumptions on the basis of neglecting completely the concrete in tension and a triangular stress distribution for concrete in compression.

According to the condition of equilibrium (Fig. 9):

$$N = f_c \cdot b \cdot \frac{z}{2} + A'_s \cdot f'_s - A_s \cdot f_s \quad \ldots\ldots\ldots (1)$$

$$M = N \cdot e = f_c b \frac{z}{2} \left(\frac{t}{2} - \frac{z}{3}\right) + A'_s f'_s \left(\frac{t}{2} - d'\right) + A_s f_s \left(d - \frac{t}{2}\right) \quad (2)$$

$$f_s = n\, f_c \left(\frac{d - z}{z}\right) \quad \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots (3)$$

FIG. 8 FRAME F6

EXPERIMENTAL & COMPUTED STRESSES AGAINST LOAD P

The writer has computed the theoretic stresses in the light of the practical ai common methods of design. However tv assumptions were made :

Assumption 1 :

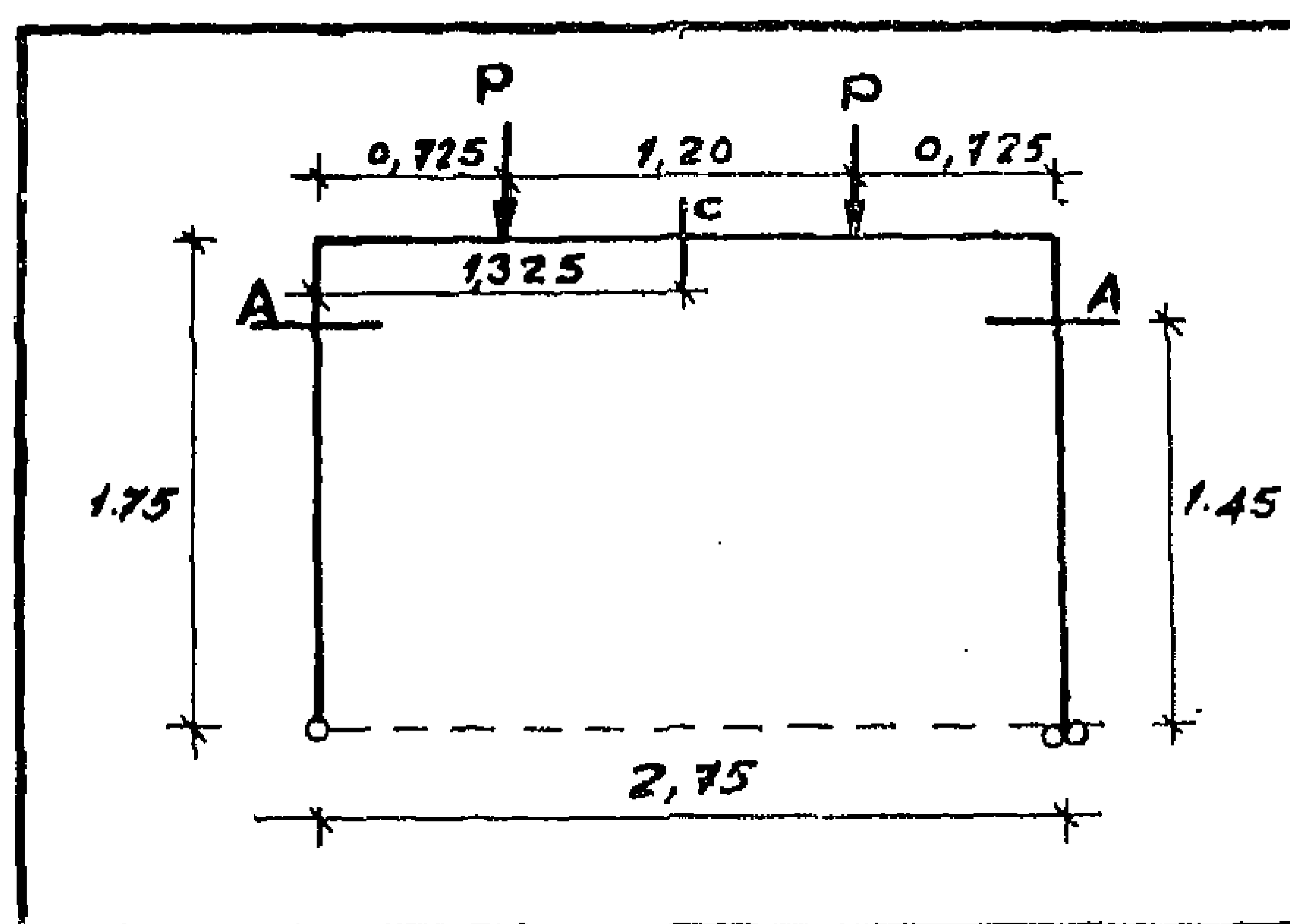
i) For computing the redundant, the m ment of inertia is taken for the full co crete section regardless of the steel r inforcement. The modular ratio n constant and = 10.

ii) For computing the stresses E_c = 1 t/cm² and n = 15.

Assumption 2 :

The same as assumption 1 with the exce tion that for determining the redundant ; t moment of inertia was taken for the full co crete section plus (n-1) times the moment inertia of the steel.

Table II gives the values of the bendi moments and normal forces in the sections and C and the tensile force in the tie, calc lated for P = 1.0 ton according to the abo mentioned assumptions.



STEEL TENSILE STRESSES f_s
A - - - - - A IN SECTION C
o———o " " A & A'
•-·-·-• " TIE

BREAKING LOAD = 11.9 T.

P TONS

I COMPUTED STRESS FOR ASSUMPTION I
II " " " ASSUMPTION II

CONCRETE COMPRESSIVE STRESSES f_c
•-·-·-• IN SECTION C
+———+ IN SECTION A & A'

FIG. 6 FRAME F4

EXPERIMENTAL & COMPUTED STRESSES AGAINST LOAD P

STEEL TENSILE STRESSES f_s
A - - - - - A IN SECTION C
o———o " " A & A'
•-·-·-• " TIE

BREAKING LOAD = 10,4 T.

P TONS

I COMPUTED STRESS FOR ASSUMPTION I
II " " ASSUMPTION II

CONCRETE COMPRESSIVE STRESSES f_c
•-·-·-• IN SECTION C
+———+ IN SECTION A & A'

FIG. 7 FRAME F5

EXPERIMENTAL & COMPUTED STRESSES AGAINST LOAD P

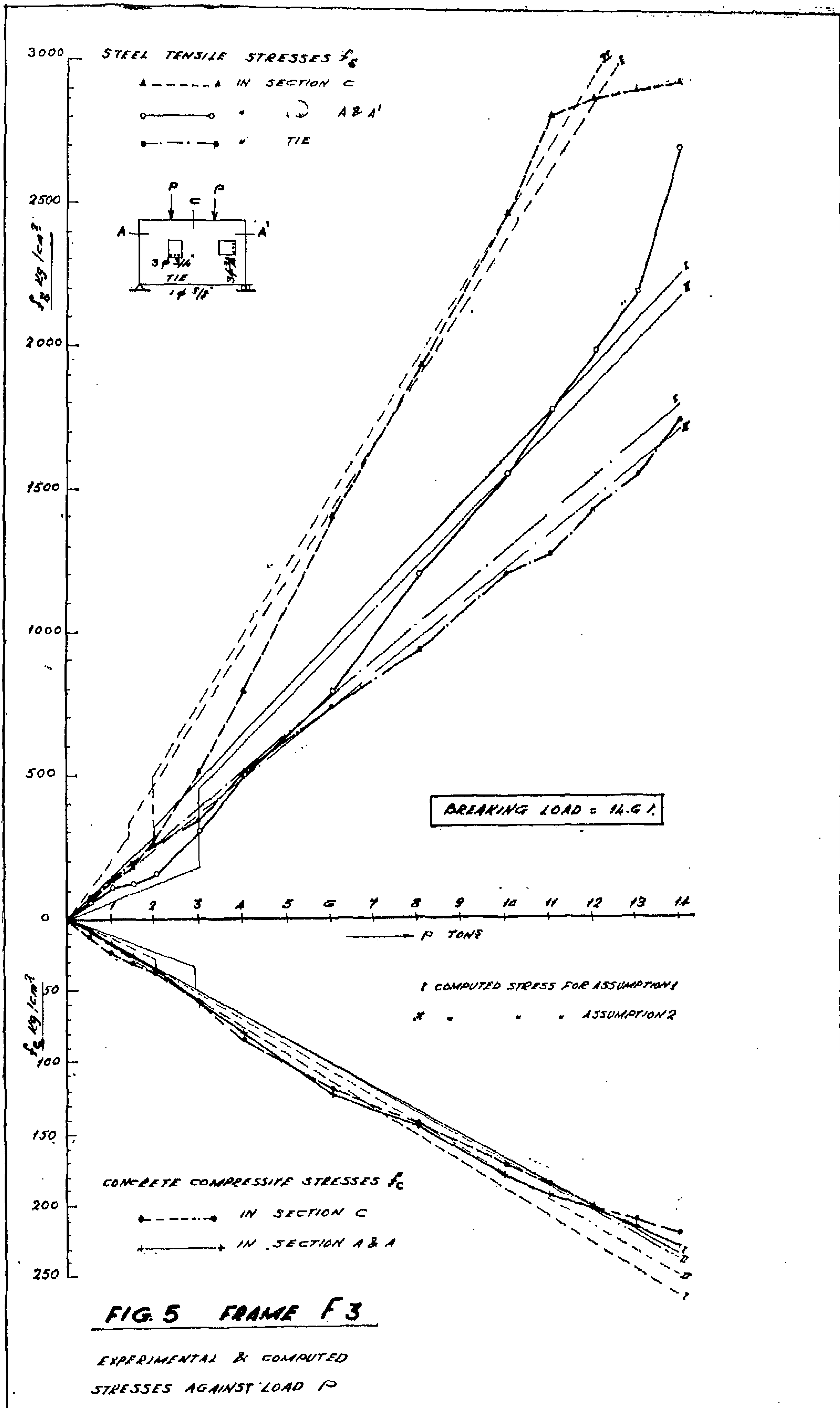


FIG. 5 FRAME F3

EXPERIMENTAL & COMPUTED STRESSES AGAINST LOAD P

STEEL TENSILE STRESSES f_s:

IN SECTION C

" " A & A'

" TIE

BREAKING LOAD = 9.9 t.

P TONS

I COMPUTED STRESS FOR ASSUMPTION 1

II " " " ASSUMPTION 2

CONCRETE COMPRESSIVE STRESSES f_c

IN SECTION C

IN SECTION A & A'

FIG. 3 FRAME F1

EXPERIMENTAL & COMPUTED STRESSES AGAINST LOAD P

STEEL TENSILE STRESSES f_s:

IN SECTION C

" " A & A'

" TIE

BREAKING LOAD = 9.8 t.

P TONS

I COMPUTED STRESS FOR ASSUMPTION 1

ASSUMPTION 2

CONCRETE COMPRESSIVE STRESSES f_c

IN SECTION C

IN SECTION A & A'

FIG. 4 FRAME F2

EXPERIMENTAL & COMPUTED STRESSES AGAINST LOAD P

2.3.—*Casting and curing of tested frames* (Picture 1).

Concrete was placed in timber forms and compacted by means of a rod-vibrator. Curing was thoroughly done for at least two weeks to minimise the effect of shrinkage.

2.4.—*Procedure of test.*

A group of six reinforced concrete frames were tested at an age of 28 days. The details of the tested frames are illustrated in Fig. 2. Stirrups were so arranged as to avoid any failure by diagonal tension. Each frame was rested, at one end, on a roller bearing while the other end on a metal plate to form a hinged bearing (Picture 2). The load was applied at two similar equidistant points. Strains were correspondingly measured in the tension reinforcement and at the edge of concrete in compression for the sections A, A′ and C. Also the elongation of the tie was recorded at every stage of loading! (Picture 3.)

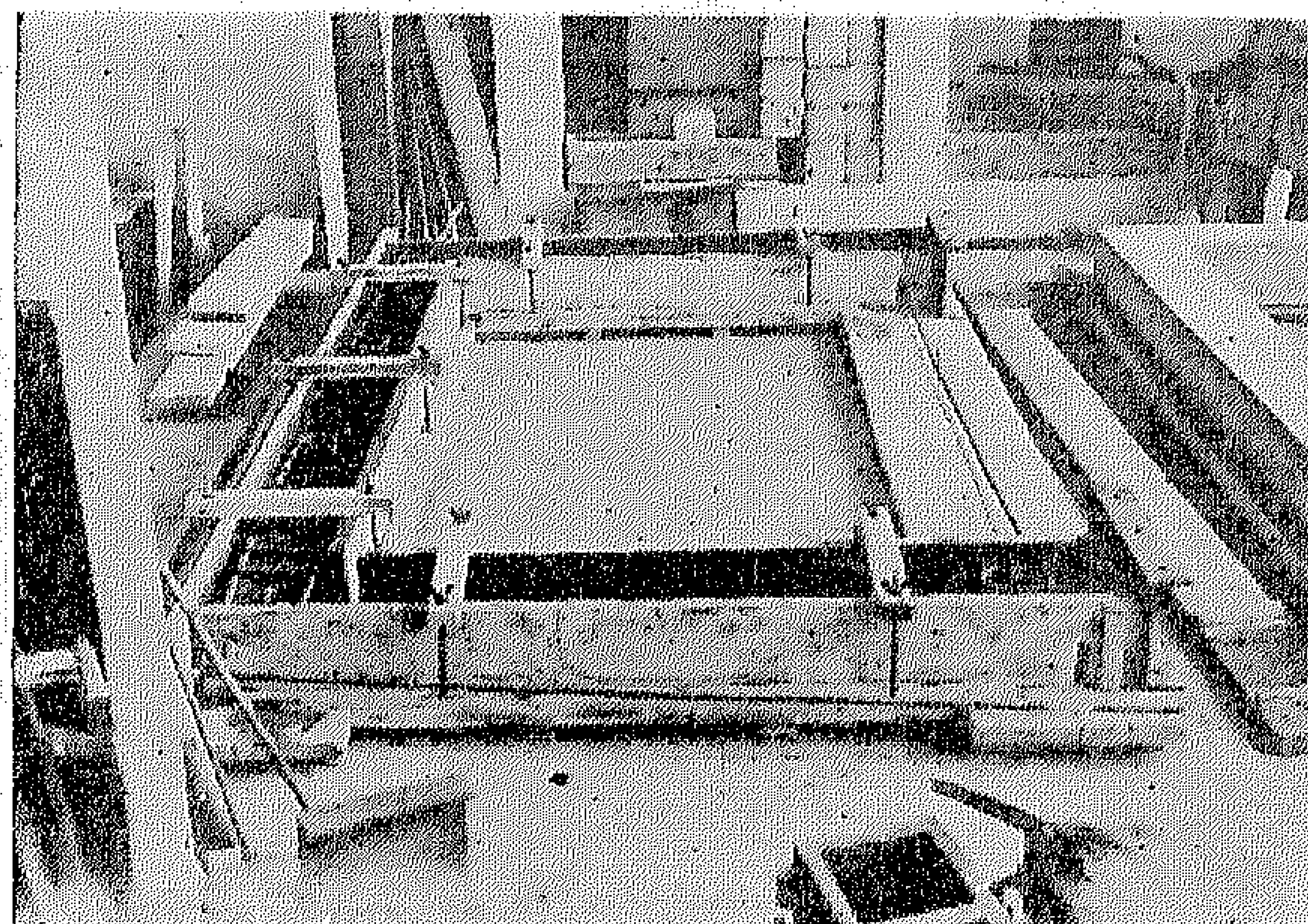
3. Stress analysis according to the Elastic Theory

3.1.—*Evaluation of test results.*

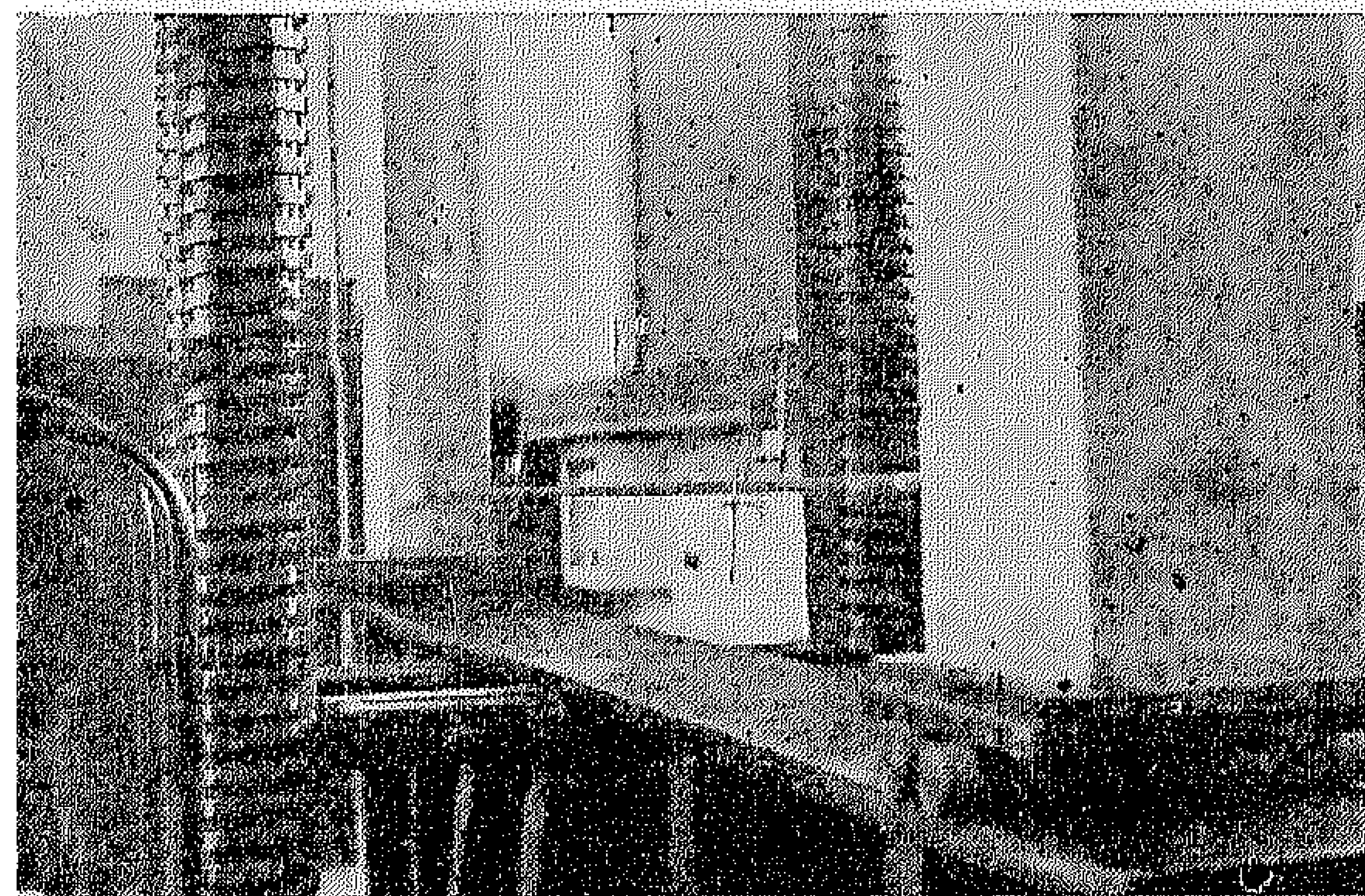
The measured strains at the edge of concrete in compression were converted into their corresponding stresses f_c by the use of the stress-strain relationship shown in Fig. 1. According to the measured strains in the tension reinforcement and elongation of the tie, the steel tensile stresses f_s were determined by the use of the stress-strain curve of the steel together with the data given in table I. The compressive concrete stress f_c and the tensile steel stress f_s in the sections A, C and the tie are plotted against the acting load P in the figures 3-8.

3.2.—*Computed stresses.*

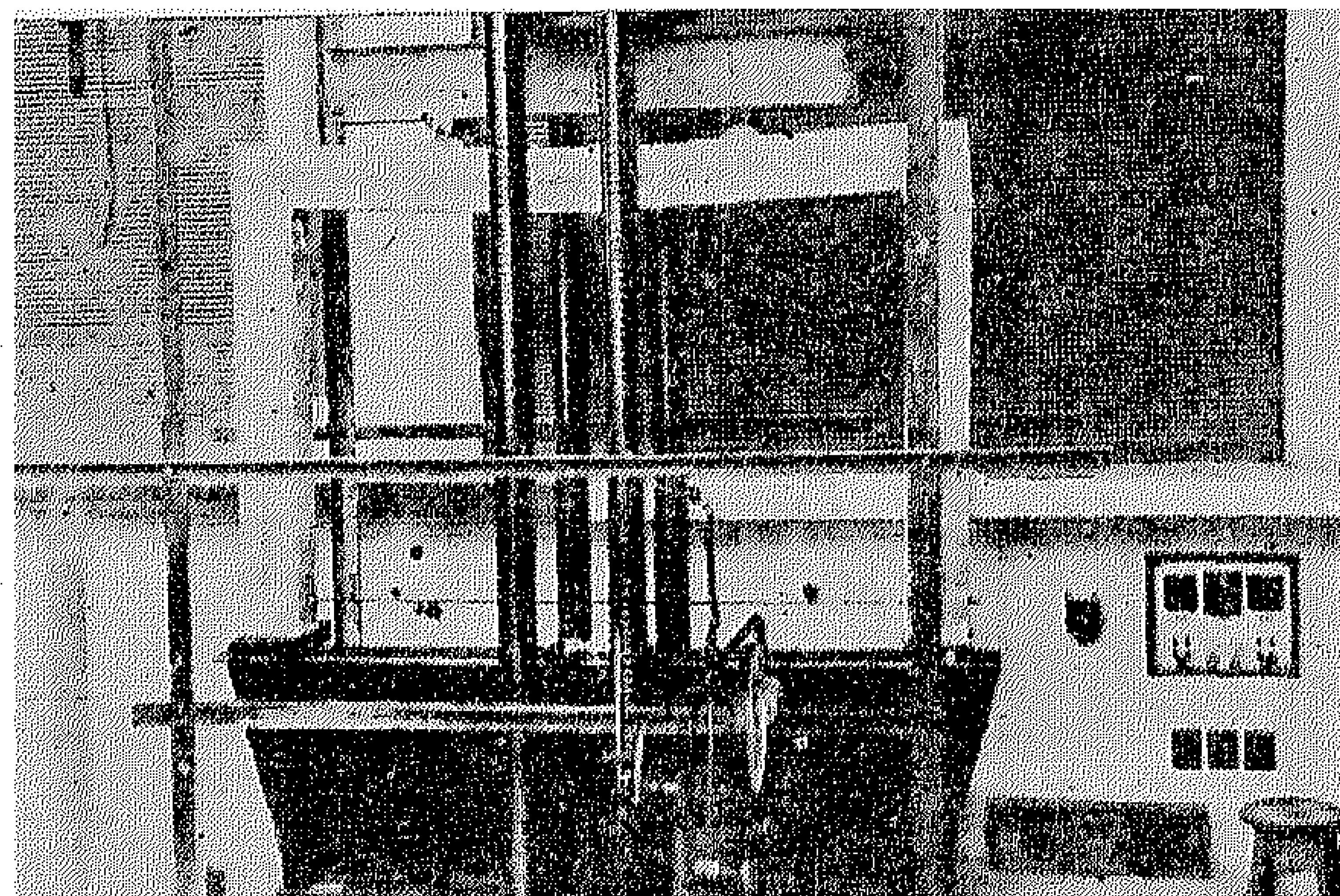
The theoretical stresses can be determined in accordance to a reasonable assumption, used as tool for calculating the redundant values.



PICTURE 1.
Preparing and casting of the tested Frames.



PICTURE 2.
Bearing of the tested Frames.



PICTURE 3.
Frame under testing.

FRAME	Reinforcement A	B	C	D	T_1
F_1	3φ 5/8"	3φ 5/8"	–	–	1φ 5/8"
F_2	3φ 5/8"	3φ 5/8"	3φ 5/8"	3φ 5/8"	1φ 5/8"
F_3	3φ 3/4"	3φ 3/4"	–	–	1φ 5/8"
F_4	3φ 3/4"	3φ 3/4"	–	–	1φ 5/16"
F_5	3φ 3/4"	2φ 1/2"	–	–	1φ 5/8"
F_6	2φ 1/2"	3φ 3/8	–	–	1φ 5/8"

FIG. 2

DETAILS OF THE TESTED FRAMES

The tensile concrete strength in flexure (modulus of rupture) of the plain concrete beam = 26 kg/cm².

The average concrete compressive cubic strength at the age of 28 days = 280 kg./cm² determined for cubes having ~ 15.8 cms. side length.

2.2.—*Reinforcement Steel.*

Plain round bars of mild steel I were tested from that steel used as reinforcements for the frames. Table I illustrates the properties of the used steel as obtained from the standard control specimens.

TABLE I

Bar diameter...	1/4	1/2	5/8	3/4	inch
	(6,35)	(12.70)	(15,88)	(19,05)	(mms.)
Yield stress	3200	3200	2900	2800	kg./cm²
Ultimate strength...	4700	4200	3900	3700	kg./cm²
Modulus of elasticity	2000	2000	2000	2000	t/cm²

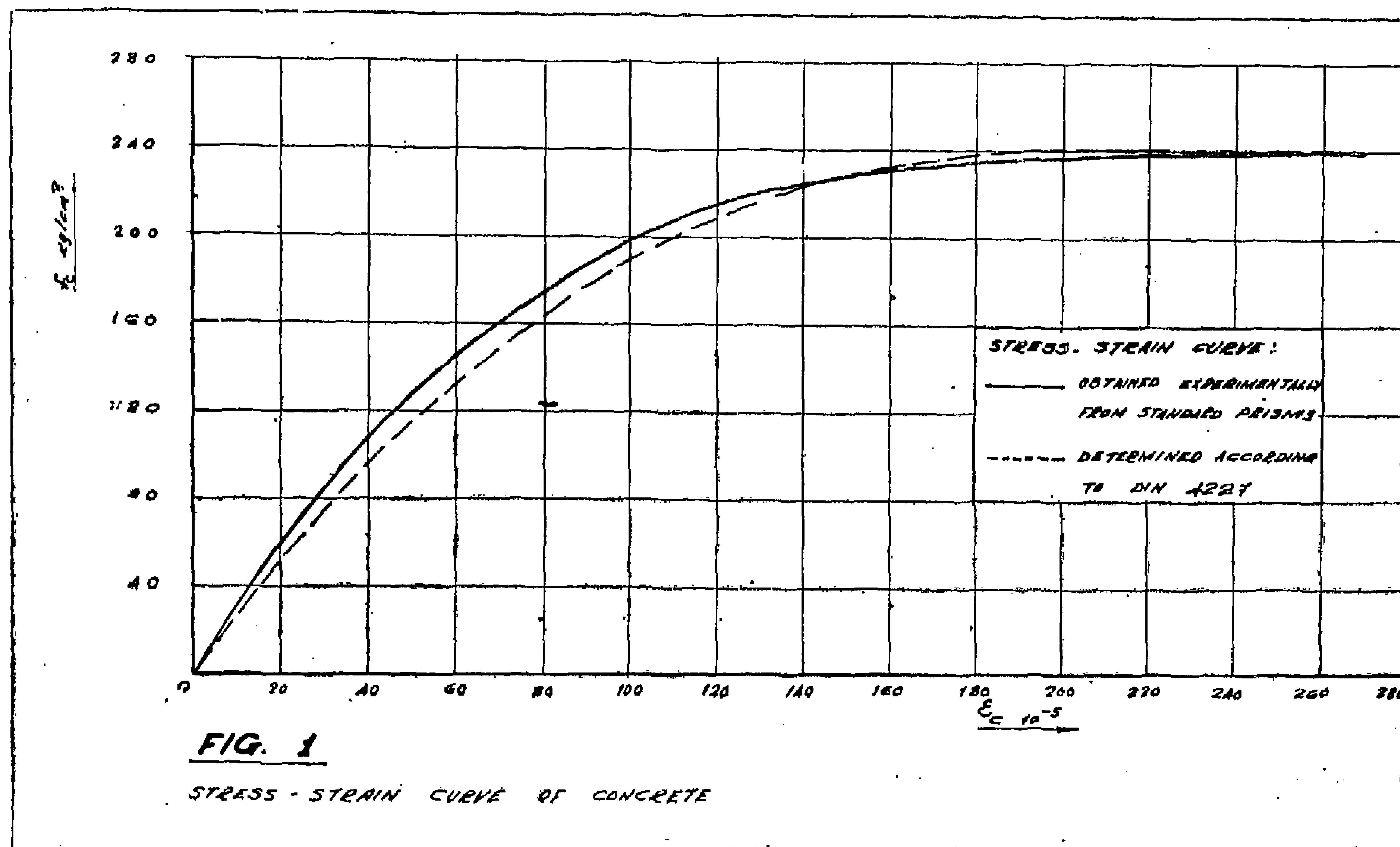


FIG. 1

STRESS - STRAIN CURVE OF CONCRETE

The writer has carried out a number of tests on reinforced concrete frames having different static actions. It should be mentioned here that the tests were simple and have been carried out with the equipments available in the Concrete Research Laboratory, Faculty of Engineering, Cairo University, Giza. More elaborate methods involving electrical strain gauges are obviously welcome, but in the writer's opinion are not indispensable. It is important to carry out the tests so carefully that the results enable us to establish a satisfactory and reliable comprehension regarding the phenomena occurring in reinforced concrete frames.

The present paper is concerned primarily with the investigation of stresses in once statically indeterminate reinforced concrete frames and is divided into two main parts. The first part sets out to describe the analysis of normal stresses in two distinct critical sections on the basis of the elastic theory. A review is then given to the experimental and theoretical progress and accordingly an assessment is made of possible design method for the reinforced concrete frames. The second part is concerned with an analysis of the behaviour of the frames in the ultimate stages. The basic collapse mechanism is discussed and the most convenient form of solution for practical design is outlined.

2. Preparation of test-elements

2.1.—*Concrete mix and concrete strength.*

Concrete mix was done mechanically and composed of : Pyramid gravel + Sand (as aggregates) + Portland Cement in the ratio 4:2:1 by weight, with a water cement ratio of 0.5. Slump was ranging 3 to 5.5 cms. The temperature at mixing was recorded as 16-22°C. and the relative humidity was found to be 70-80 %. Control cubes, prisms and plain concrete beams, prepared from the same mix and kept under the same curing conditions, were tested to determine the concrete strength and its elastic properties. Fig. 1 shows the typical stress-strain diagram of the concrete as obtained from a standard prism.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION INTO THE BEHAVIOUR OF REINFORCED CONCRETE FRAMES*

By

Dr.-Ing. MAHMOUD NASR
Lecturer of Reinforced Concrete
*Faculty of Engineering, Cairo University**

1. Introduction

When applied to reinforced concrete, the Elastic Theory forms a set of rules and principles, which are entirely based on the following assumptions :

1.—Stresses are proportional to strains (Hooks Law) and the modular ration $n = \frac{E_s}{E_c}$ is constant.

2.—Plane sections before deformation remain plane after deformation ; i.e. the stresses are proportional to the distance from the neutral axis.

3.—Concrete in tension is not statically acting independent of whether cracks really occur or not.

In fact neither of these assumptions is exact. But this does not mean that the hypothesis of a linear stress distribution should be rejected. A large number of outstanding reinforced concrete structures have been designed according to the elastic theory and have proved that the said theory, when applied to reinforced concrete, is still remaining unobjectionable. Nowadays the plastic theory based on the safe carrying load is an accepted alternative method for designing reinforced concrete structures. The safe carrying load of any structure is obtained when multiplying its ultimate carrying capacity by a reasonable factor of safety. There are quite a fair number of methods used as a means of determining the ultimate capacity of a given structure.

No matter how the basis of all our practical design work, it is essential to obtain experimental information regarding the order of magnitude of the errors involved. In other words we are really interested to know the degree of accuracy of the concepted theories. However, it is therefore appreciated to establish some relationship between a theoretical state of stress analysis and the results of stresses obtained experimentally.

For statically indeterminate reinforced concrete frames, the laws based on the elastic theory are already applicable for computing the redundant values. But the terms E (modulus of elasticity) and I (moment of inertia) in redundant reinforced concrete structures are mostly uncertain values at different stages of loading and even along the frame itself. Equally inexact is the determination of stresses after finding the redundant values. This paper sets out to assess briefly the deviation of both elastic and plastic theories as applied to reinforced concrete frames together with an experimental comprehension, which may be valuable for design purposes.

---

*This work has been accomplished in the "Institut fuer Statik und Baukonstruktionen, Direktor Prof. Dr. Ing. G. Knittel, Technische Hochschule, Hannover", where the writer was working on other subjects during the scholarship granted to him from the Alexander von Humboldt-Stiftung, Bonn, Western Germany.

intake cribs. Owing to this variation of the flow pattern from one location to the other, i.e., non uniformity of the flow, the forces involved are not definitely known.

The values obtained for the orders of magnitude of the amount of recirculating water, Q_r, show that huge amounts of recirculating water can be expected in the prototype, especially for large diversions.

CONCLUSION

From the temperature measurements, it was possible to study the behaviour of the thermal currents for different diversions in the model. Also, it was possible to evaluate the approximate amount of recirculating water for each diversion. From the latter, the orders of magnitude of the ratio of the amount of recirculating water to the diverted amount through the intakes i.e., Q_r/Q_o, are estimated as 50, 30, 10 and 1.0 % for 100, 67, 50 and 33 % diversion, respectively.

So, the diversion problem for cooling demands in steam power plants not only create the problem of the design of the best outlet structure for discharging the cooling water after it is circulated through the plant and the effect of this design on the navigation in the canal, but also the design should take into account the recirculation of the heated water and its remarkable effect on lowering the efficiency of steam power plants, especially for large diversions.

ACKNOWLEDGMENTS

The author wishes to express his appreciation to Prof. Dr. J. S. McNown for his proposal to work on this research and for his guidance and encouragement. Many thanks are also due to Prof. Dr. M. M. Hassan for supervising this research to appear in the form it is now presented.

REFERENCE

Report on Model Study of Hydraulic Conditions for Station No. 8 Will County, Illinois, Intake and Discharge. Prepared by Emmett Laurson, Don B. Jones and Mubashir Hasan at the Iowa Institute of Hydraulic Research, for the Public Service Company of Northern Illinois, Chicago, Illinois, U.S.A.

Q_o = amount of diverted water through the intake cribs at temperature T_o and a specific weight γ_o.

T_1 = the temperature of the cold water at inlet and the specific weight of the cold water be γ_1.

T_3 = the temperature of the hot water issuing from the outlet structure.

C_w = specific heat of water which is assumed to be constant. Then with reference to Fig. (13):

$$\gamma_o Q_o T_o C_w = \gamma_1 (Q_o - Q_r) T_1 C_w + \gamma_r Q_r T_r C_w$$

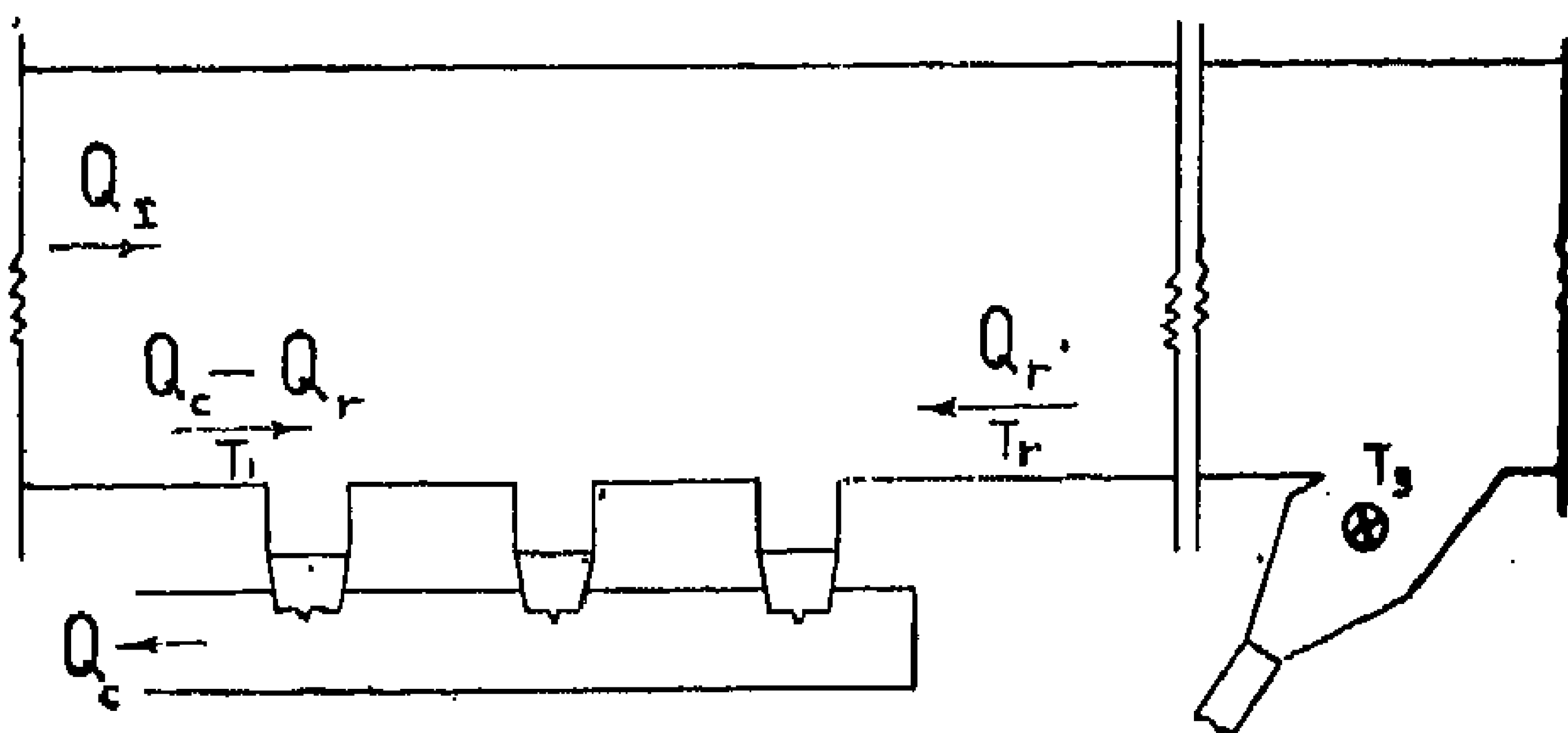


Fig. 13

Since the variation in the numerical value of the specific weight of water resulting from small temperature differences is negligible, then $\gamma_o = \gamma_1 = \gamma_r$, and

$$Q_o T_o = (Q_o - Q_r) T_1 + Q_r T_r,$$

$$Q_o (T_o - T_1) = Q_r (T_r - T_1),$$

Therefore,

$$Q_r = Q_o \frac{T_o - T_1}{T_r - T_1}$$

If one now designates the maximum value of 100 $(\triangle T / \triangle T_m)$ as x, then since $\triangle T_m = T_3 - T_1$ and T_r is the mean temperature for each diversion, i.e.

$$T_r = T_1 + (x/2) \triangle T_m$$

Or,

$$T_r - T_1 = (x/2) \triangle T_m$$

Therefore,

$$Q_r = Q_o \frac{T_o - T_1}{(x/2) \triangle T_m}$$

The calculated values of Q_r for the model were 0.110, 0.044, 0.011, 0.001 cubic feet per second for 100, 67, 50 and 33 % diversion respectively. The corresponding orders of magnitude of Q_r/Q_o are 50, 30, 10, 1.0 % respectively.

DISCUSSION

The recirculation problem involved is a three-dimensional one with rotational steady non-uniform flow between the outlet structure and the intake cribs. This flow is attributable, in general, to the intertial and gravitational forces and, in particular, to the difference in mass density between the hot and cold water.

The complex pattern of the flow of the density currents complicates the approach for a complete evaluation of the forces creating the motion. However, the velocity distribution at any section in the canal can be considered analogous to the temperature distribution.

The velocity of the recirculating water cannot be assumed to be equal at every section between the outlet structure and the intake cribs. The velocity is affected by the temperature, and the hot water recirculating upstream constantly transfers heat, both by convection and conduction, to the cold water travelling downstream. The hot water which moves from an upper layer to a lower one after becoming cold, starts flowing downstream and thus the amount of hot water travelling upstream is reduced. Hence, the depth of the hot water is reduced and the temperature of the hot water decreases upstream rather than downstream from the

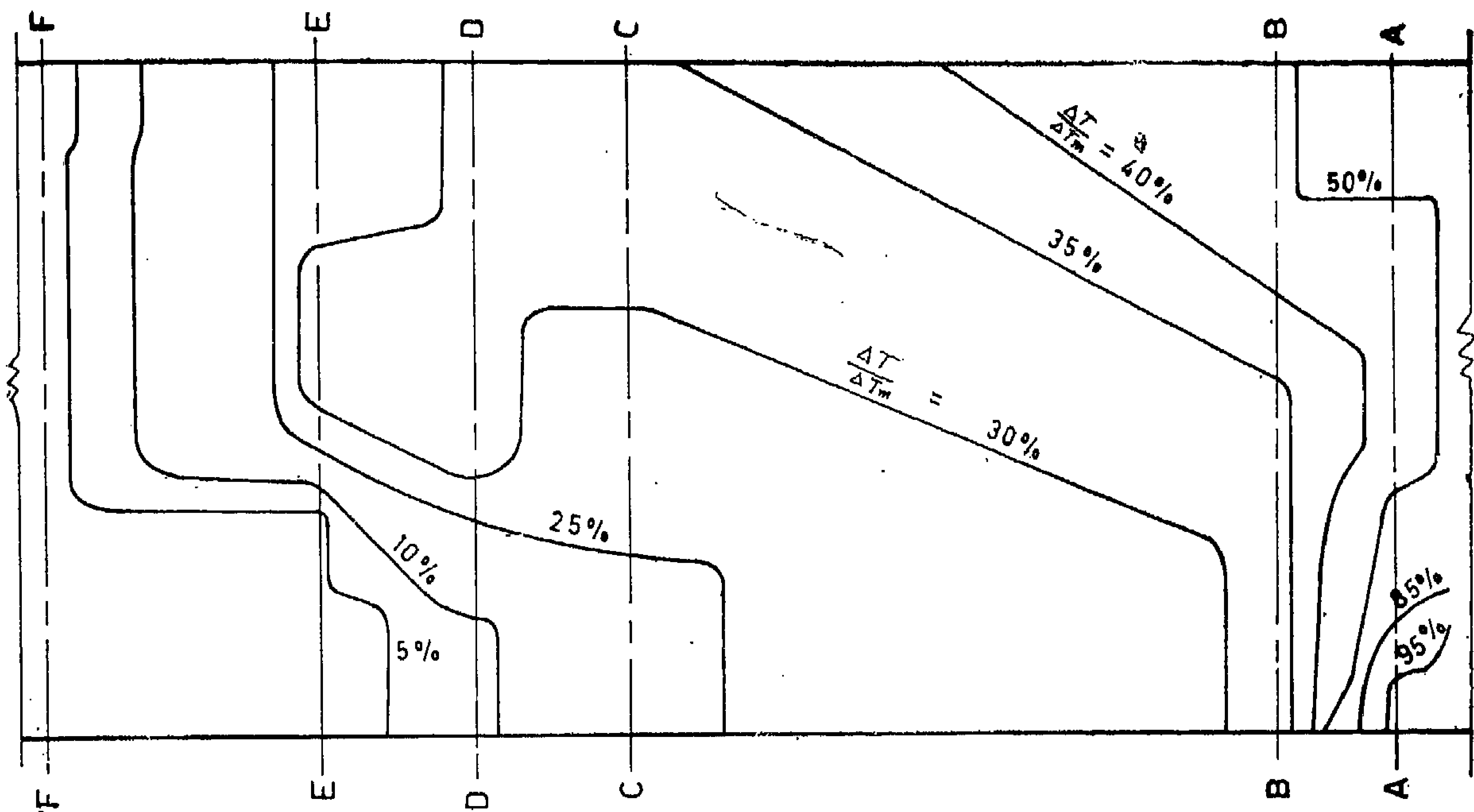


FIG. 12 A. SURFACE ISOTHERMS FOR 67% DIVERSION AT 7% OF DEPTH

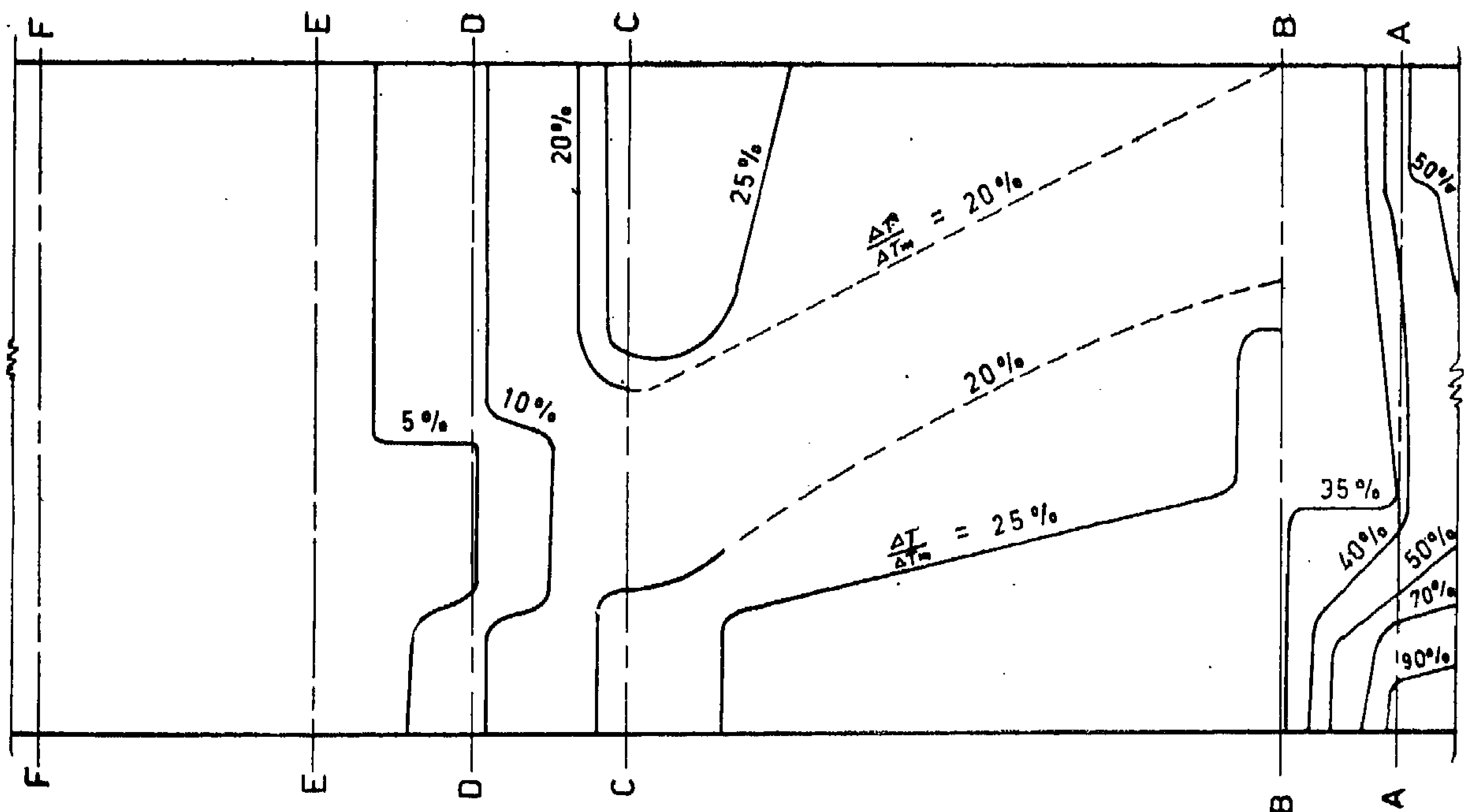


FIG. 12 B. SURFACE ISOTHERMS FOR 67% DIVERSION AT 25% OF DEPTH

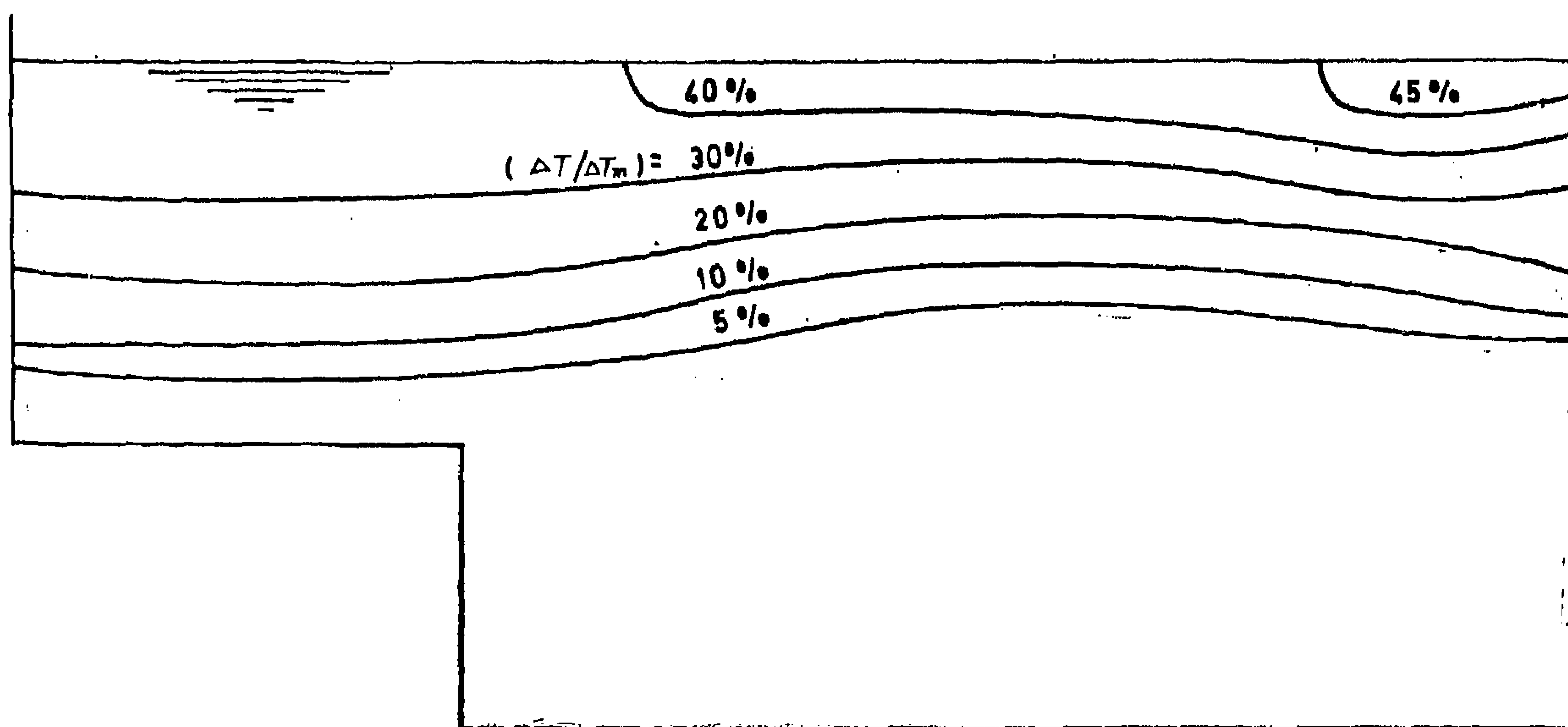


FIG. 11A ISOTHERMS FOR 50% DIVERSION
0·5 FT. UPSTREAM FROM OUTLET STRUCTURE

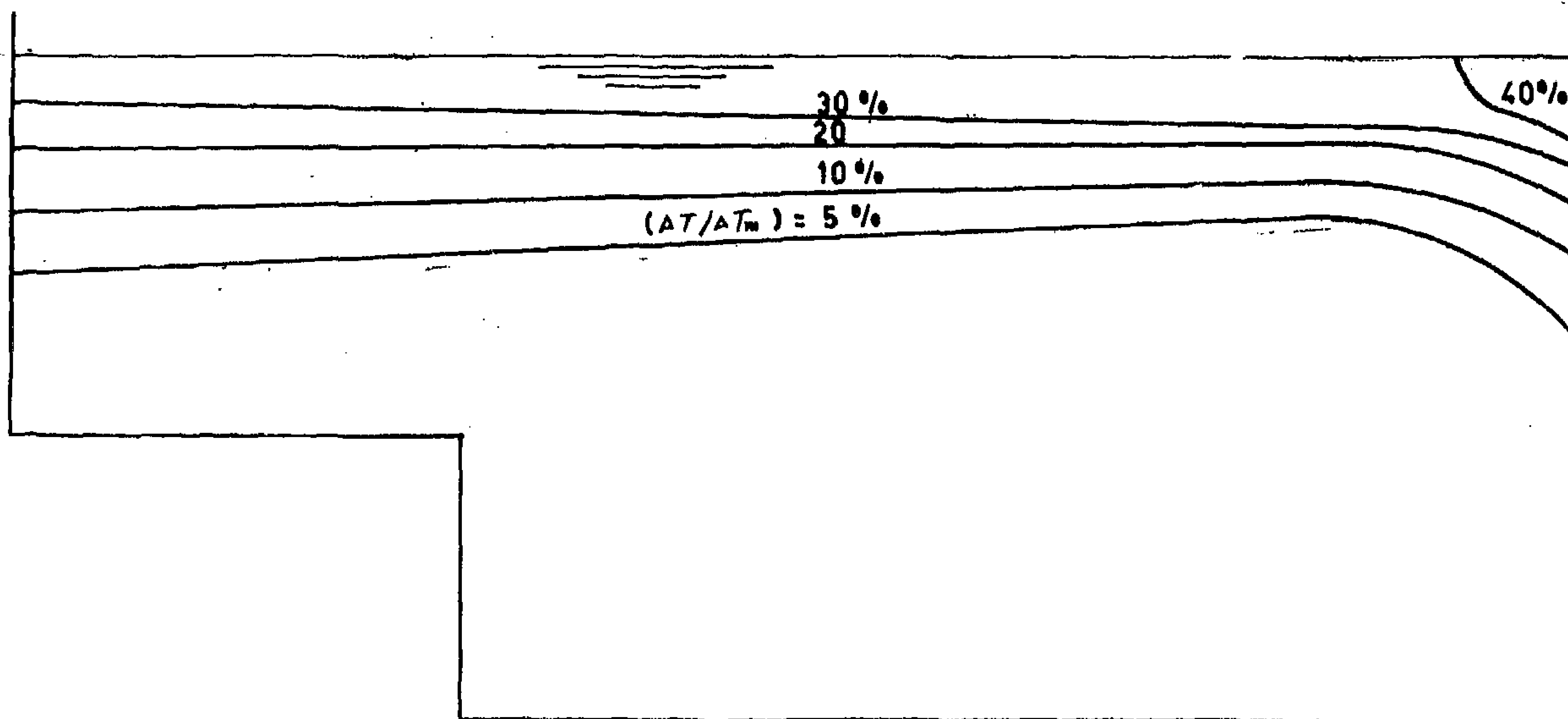


FIG. 11B ISOTHERMS FOR 33 % DIVERSION
0·5 FT. UPSTREAM FROM OUTLET STRUCTURE

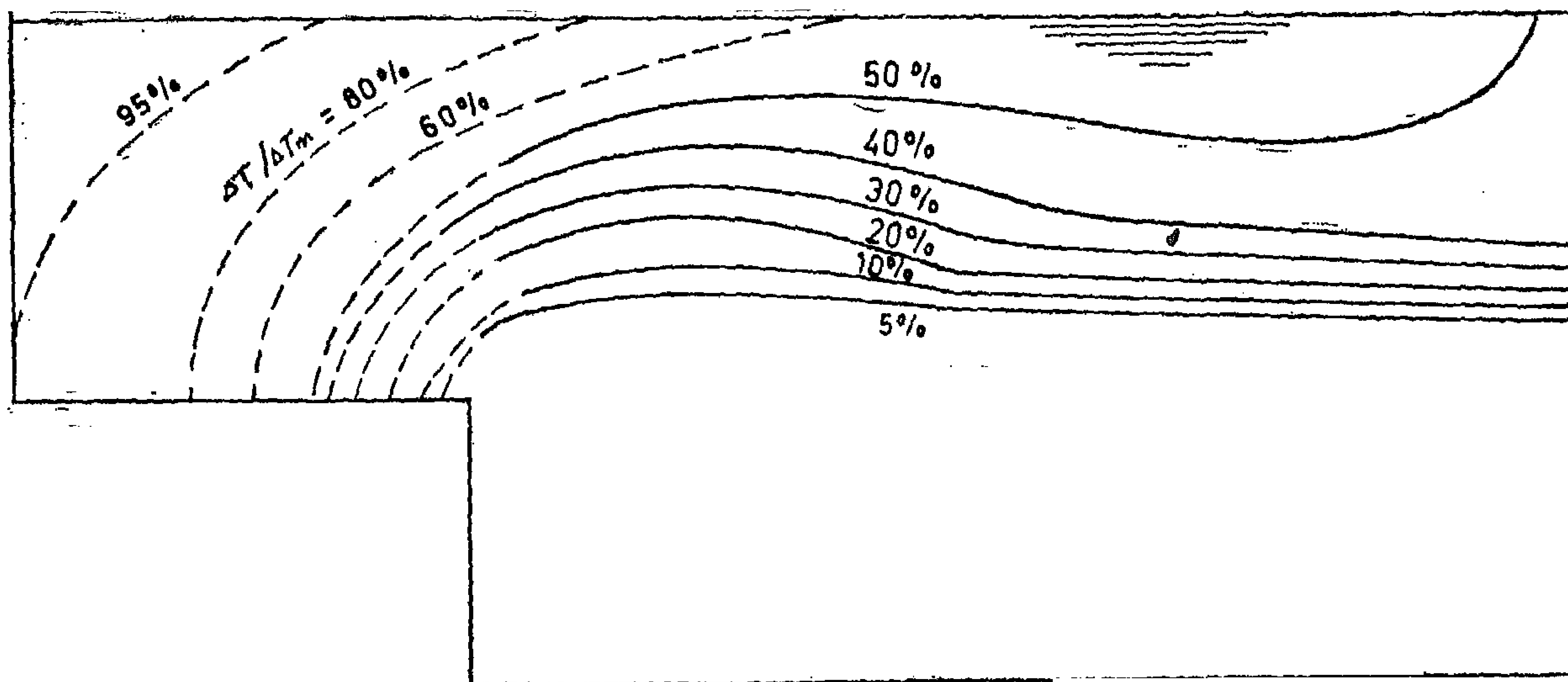


FIG. 10 A. ISOTHERMS FOR 50 % DIVERSION
0·5 FT. DOWNSTREAM FROM OUTLET STRUCTURE

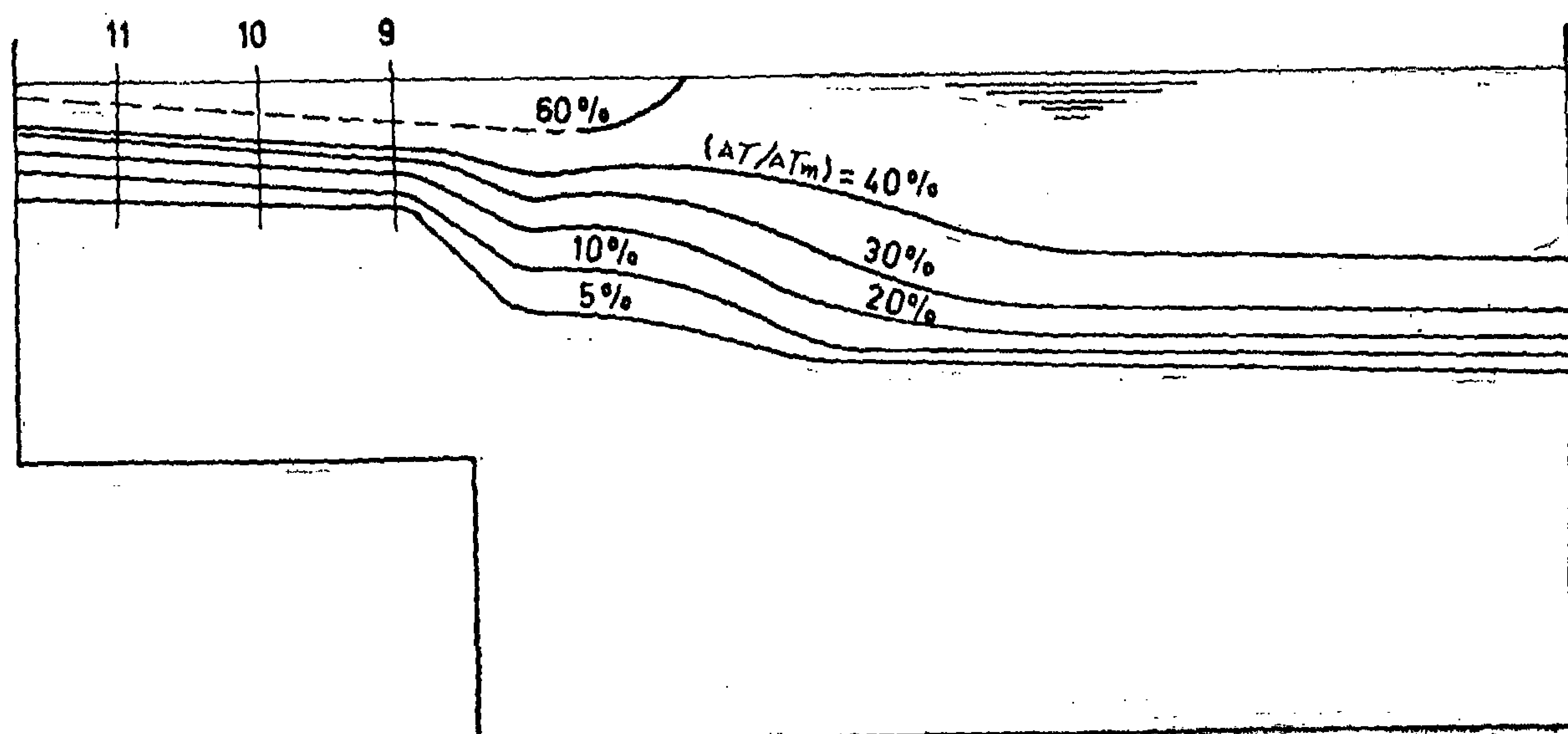


FIG. 10 B. ISOTHERMS — 33 % DIVERSION
0·5 FT. DOWNSTREAM FROM OUTLET STRUCTURE

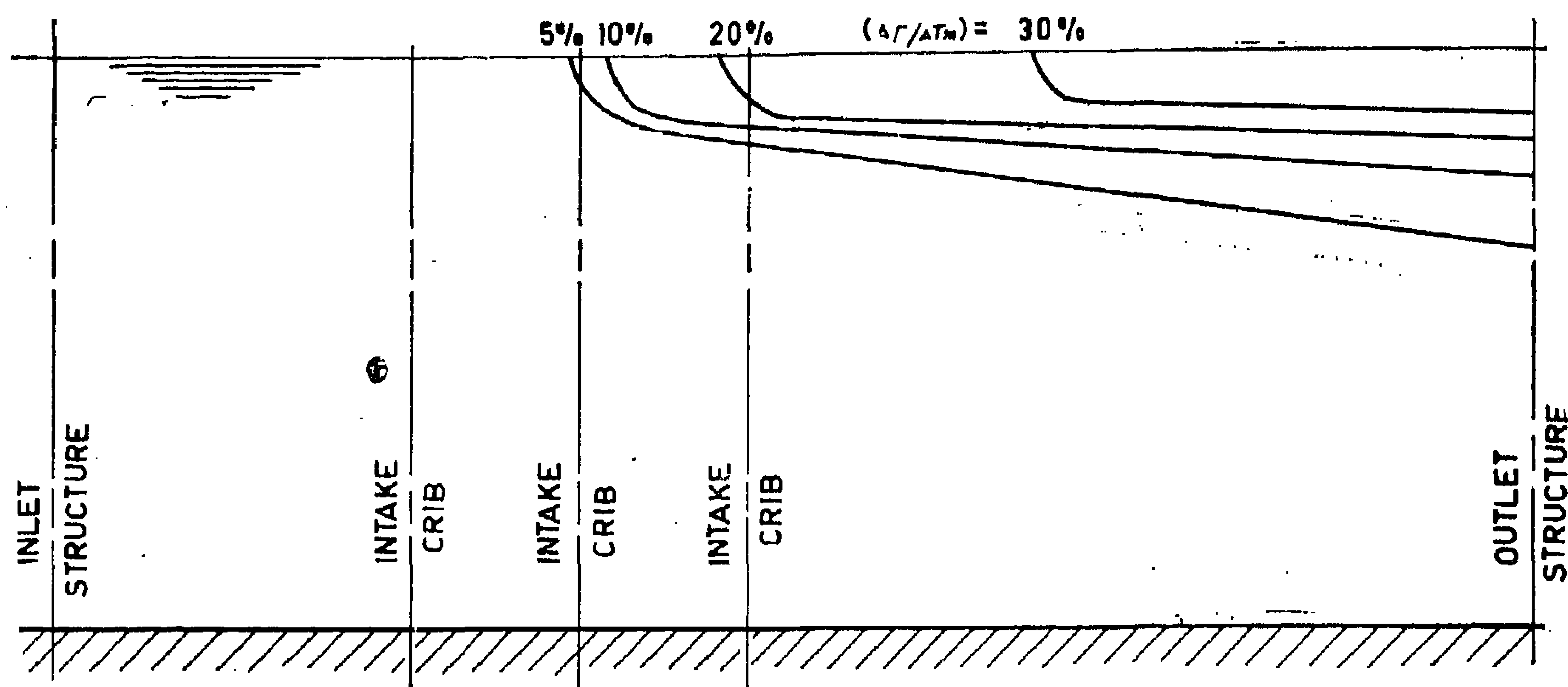


FIG. 9D. ISOTHERMS FOR 33% DIVERSION AT SECTION (8)

Section A-A downstream from the outlet structure and section B-B upstream from the outlet structure were selected near the outlet structure to find out the maximum temperature rise at these sections. The distribution of the isotherms for 50 and 33 % diversion are indicated in Figs. 10 and 11. These two sections are, however, the regions most affected by the thermal currents. This is true both because of their proximity to the outlet structure through which the heated water enters the canal and because of the eddy formed by the comparatively high velocity of the water as it emerges from the outlet structure. For 33 % diversion at A-A, the temperature rise was least noticeable at sections 9, 10, 11, Fig. 10 B. At these points the depth of the hot water was also comparatively small.

Another way of representing the effect of the density currents is shown in Fig. (12) which was drawn for 7 and 25 % of depth below the water surface for 67 % diversion. The contours show equal values of $(\Delta T/\Delta T_m)$ for a given depth in the canal. The convergence of the contours at the cribs shows the drawdown effect on the flow pattern, i.e., the flow approaches the cribs from all directions. For less than 100 % diversion, the density currents had no effect on section (F-F), near the inlet structure. The dotted lines show the possible contours for $(\Delta T/\Delta T_m) = 20\ \%$. The contour lines normal to the canal wall indicate the same value of $(\Delta T/\Delta T_m)$, since the temperatures at these regions were equal. The irregular contours shown indicate the complex patterns of flow of the density currents.

Approximate Analysis :

From the temperature measurements it was possible to estimate the rate of recirculating water flow for different diversions.

To calculate the amount of recirculating water for the different diversions ; if the heat radiation and other losses are neglected and if :

Q_r = amount of hot water recirculating which reaches the intake cribs at temperature T_r and a specific weight γ_r.

in Fig. 8 A; this results from the fact that the surface currents of heated water when reaching the inlet structure mix with the normal canal flow towards the intake cribs, raising the water temperature near the cribs. For the same diversion, 100 %, the recirculating water moved upstream to and beyond the inlet structure. For 67 % diversion smaller density currents than for 100 % resulted and the recirculating water almost reached to the first crib near the inlet structure. For 50 % diversion the recirculating water moved to the second crib. For 33 % diversion the heated water travelled upstream to a distance somewhere between the second and the third crib.

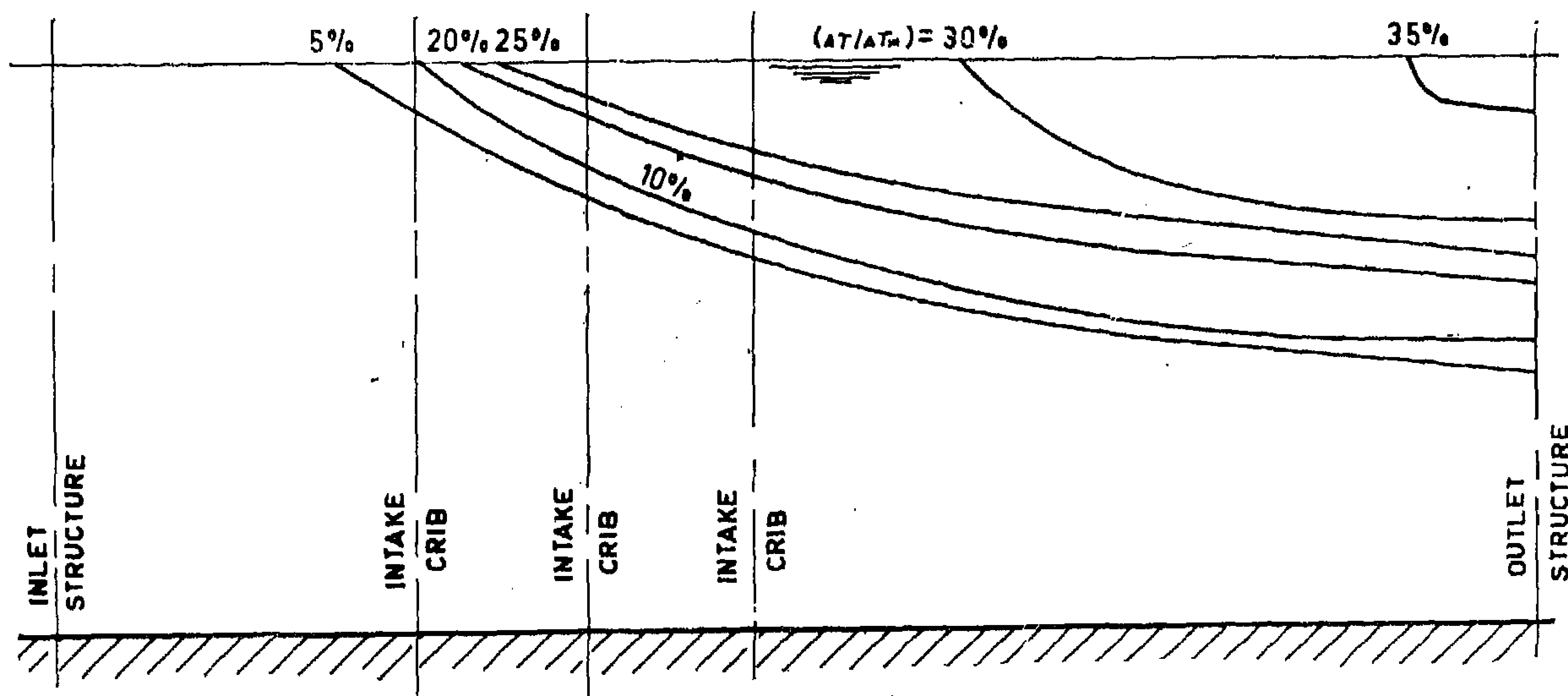


FIG. 9 B. ISOTHERMS FOR 67 % DIVERSION AT SECTION (8)

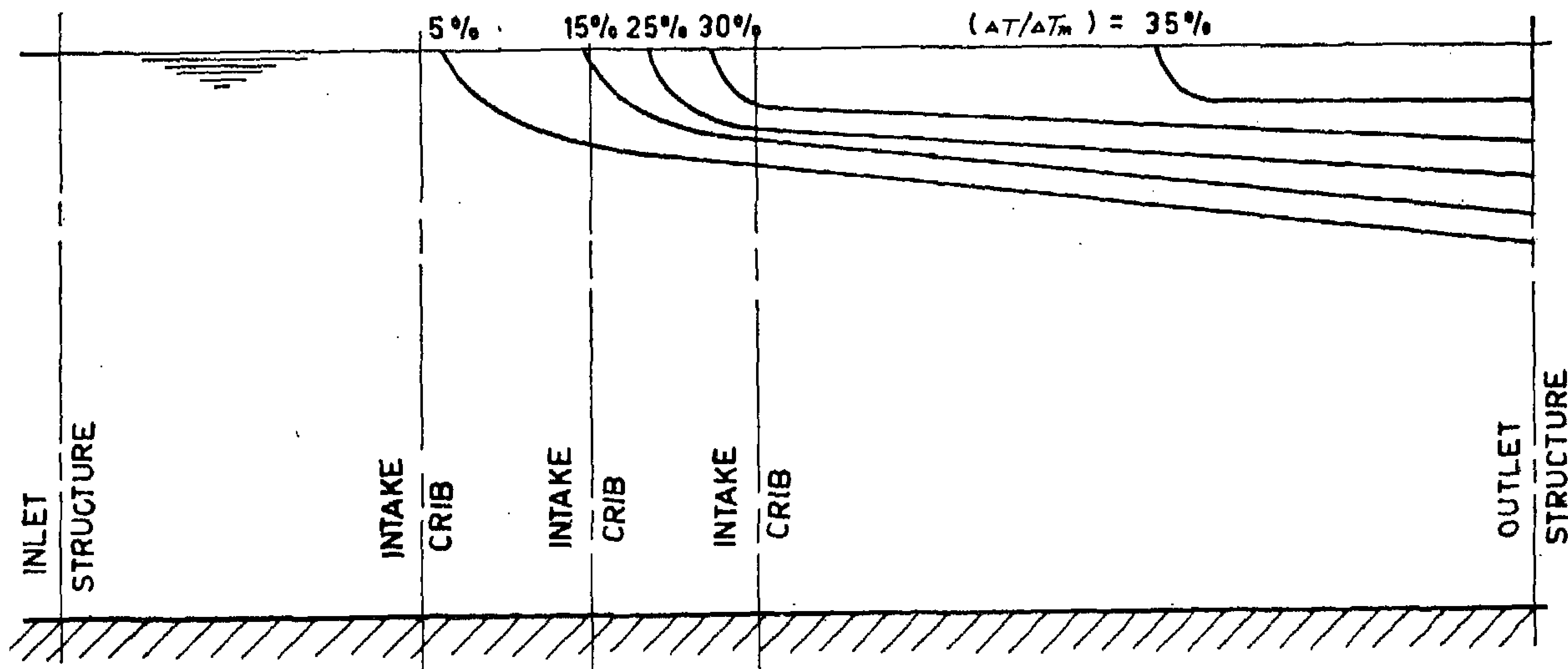


FIG. 9 C ISOTHERMS FOR 50 % DIVERSION AT SECTION (8)

Fig. 8 E. From this figure it is possible to compare the cold water depth at each section. However, the area below each curve represents the approximate amount of unheated water in the canal.

The density current effects for 67 % diversion were much less than these for 100 % diversion. These curves show the advantages of using 67 % diversion over 100 %. Similar curves, from fig. 8, for the indicated values of $\Delta T/\Delta T_m$ could have been drawn for comparison.

Figs. 9 A, 9 B, 9 C and 9 D, were drawn at section (8) also for 100, 67, 50 and 33 % diversion, respectively. For 100 % diversion, Fig. 9 A, it was observed that a section near the inlet structure the depth of the heated water is greater than the corresponding depth

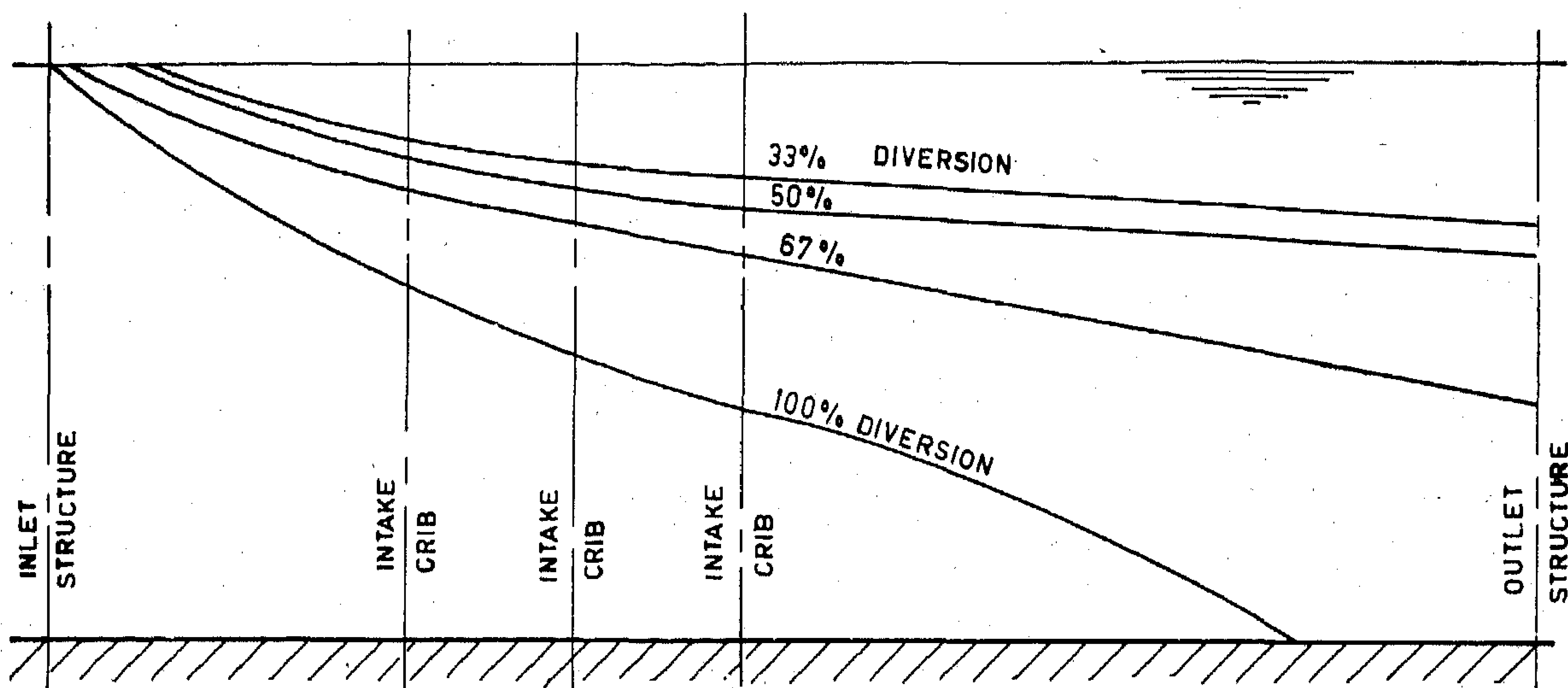


FIG. 8 E. $\frac{\Delta T}{\Delta T_m}$ = 5 % AT SECTION (1)

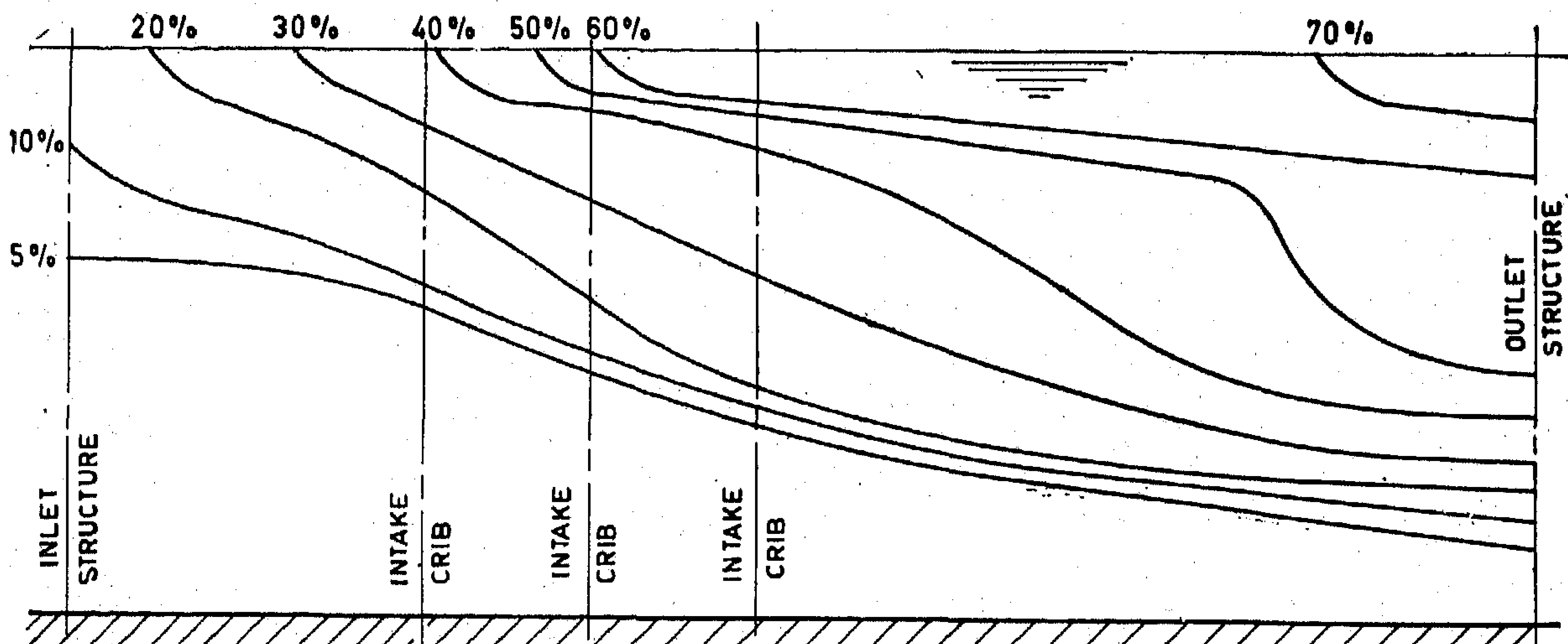


FIG. 9 A. ISOTHERMS FOR 100 % DIVERSION AT SECTION (8)

hot water from the outlet structure. The lighter, heated water moved against the normal canal currents upstream to and beyond the inlet structure.

Figs. 8 A, 8 B, 8 C and 8 D were made for 100, 67, 50, and 33 % diversion at section (1), respectively. These curves indicate that recirculation occurred for each diversion. However, the less the diversion the smaller the amount of recirculating water; this can be observed from the curves which are shifted upwards and to the right as a result of the fact that smaller density currents resulted upstream from the outlet structure for the smaller diversions.

From Fig. 8, a set of curves of equal value of ($\triangle T/\triangle T_m$) = 5 % for the various percent diversions were drawn. These are shown in

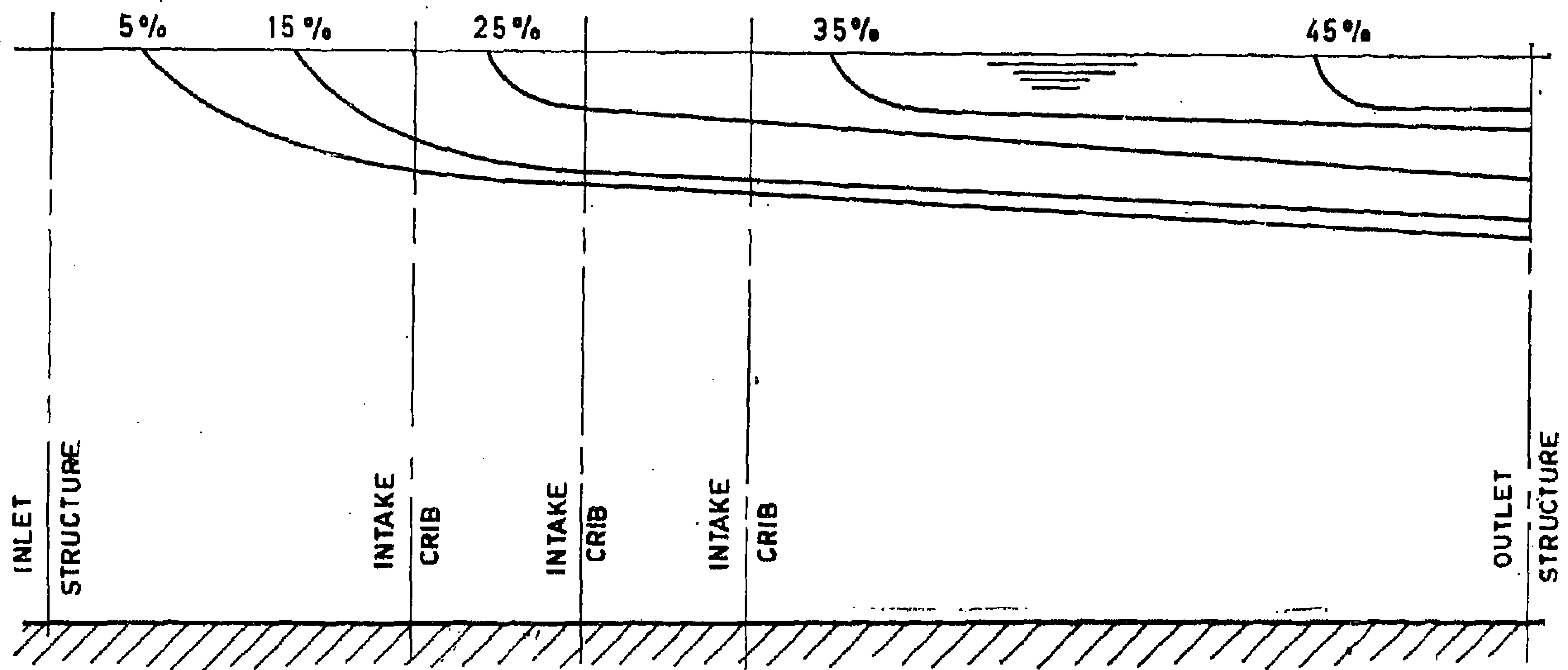


FIG. 8C. ISOTHERMS FOR 50 % DIVERSION AT SECTION (1).

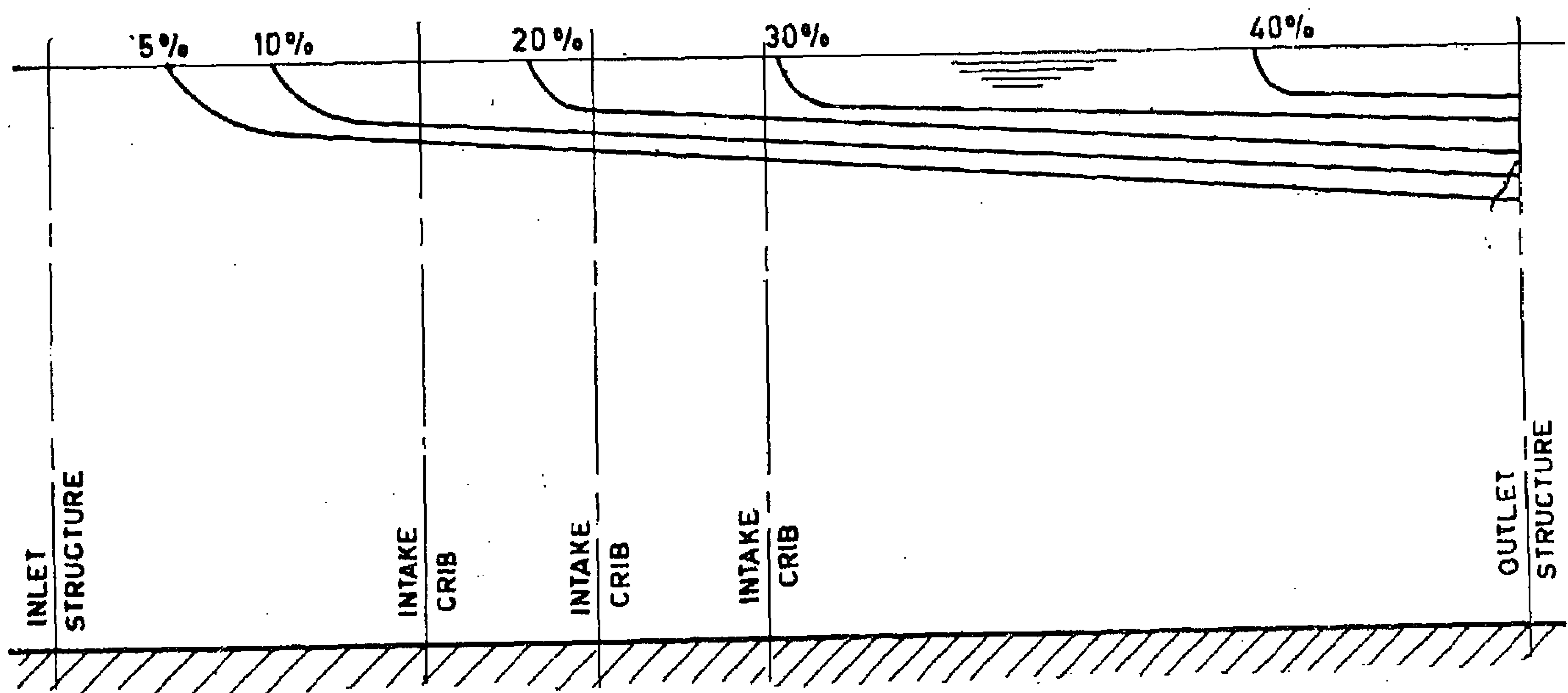


FIG. 8D. ISOTHERMS FOR 33 % DIVERSION AT SECTION (1)

Section (1), far from the wall of the intake cribs, and section (8), near the intake cribs, Fig. 7, were selected for comparison since most of the temperature variations took place at these sections. Sections A-A and B-B, Fig. 1, were also selected near the outlet structure to determine the effect of eddy currents on temperature rise at that region.

The surface thermal currents were also investigated at 7 % and 25 % of the depth below the water surface for 67 % diversion, to determine to what extent the hot water could travel upstream from the outlet structure.

EXPERIMENTAL RESULTS

Experimental Observations :

With hot water discharging from the outlet structure, recirculation occurred as a result of the difference between the specific weight of the oncoming canal flow and the

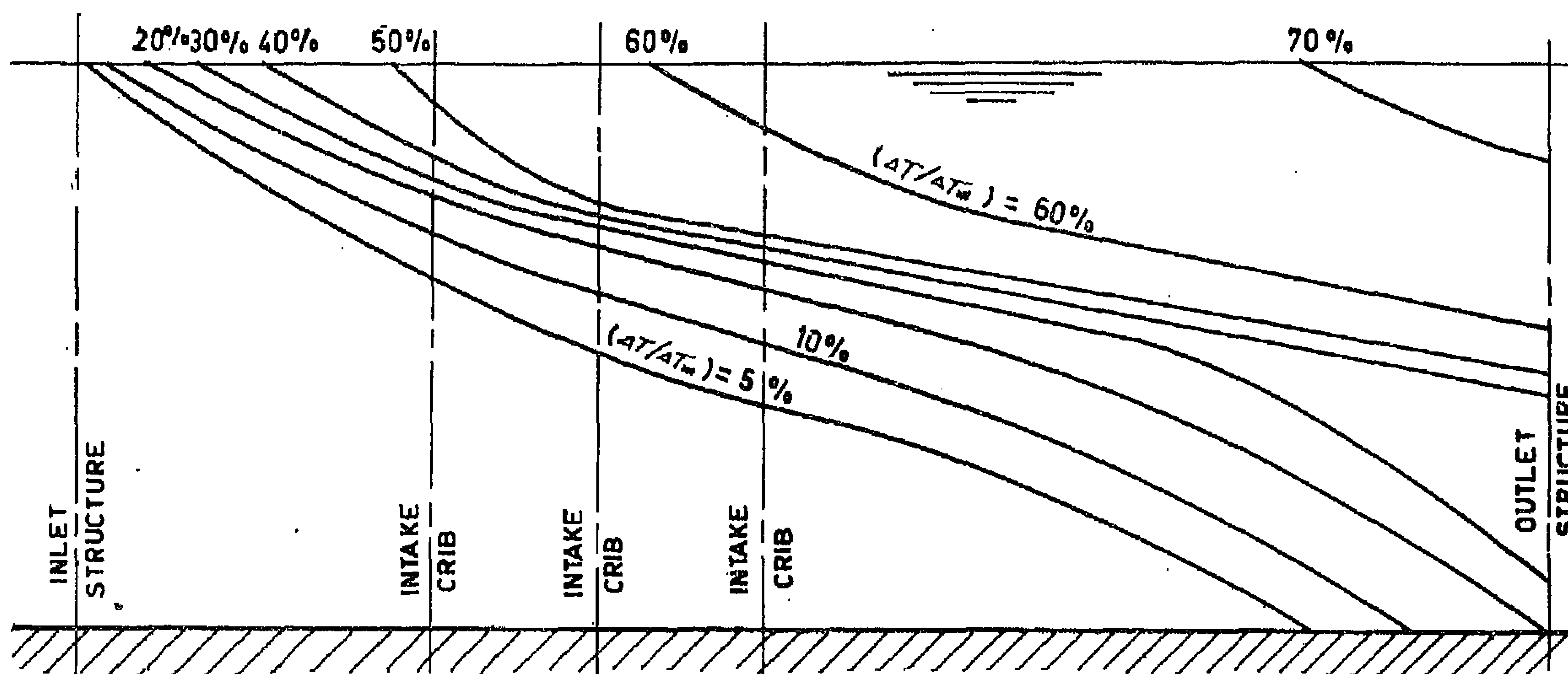


FIG. 8A. ISOTHERMS FOR 100% DIVERSION AT SECTION (1)

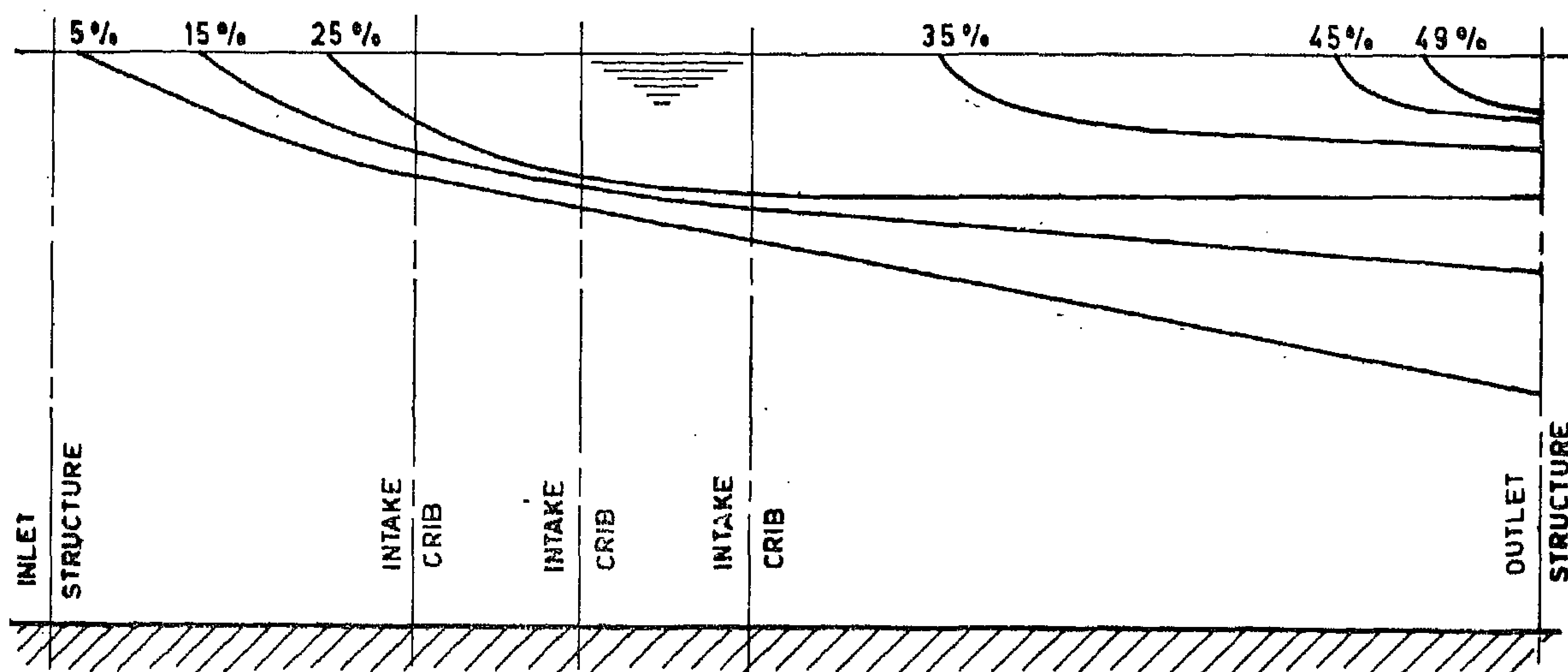


FIG. 8B. ISOTHERMS FOR 67% DIVERSION AT SECTION (1)

were obtained by means of a precision electrical instrument, Fig. 5, accurate to 0.1°F. The electrical instrument consists of Wheatstone bridge circuit, Fig. 6, in which the resistances b, c, and e are 1000, 1000, 500 ohms, respectively, and a thermistor is represented by "a". One end of this thermistor was placed at the point at which the temperature reading was taken. Resistance "d" was a variable resistance. The bridge was balanced by adjusting "d" to give zero deflection on the galvanometer "G"; and from a calibration chart the corresponding tempertaure was determined.

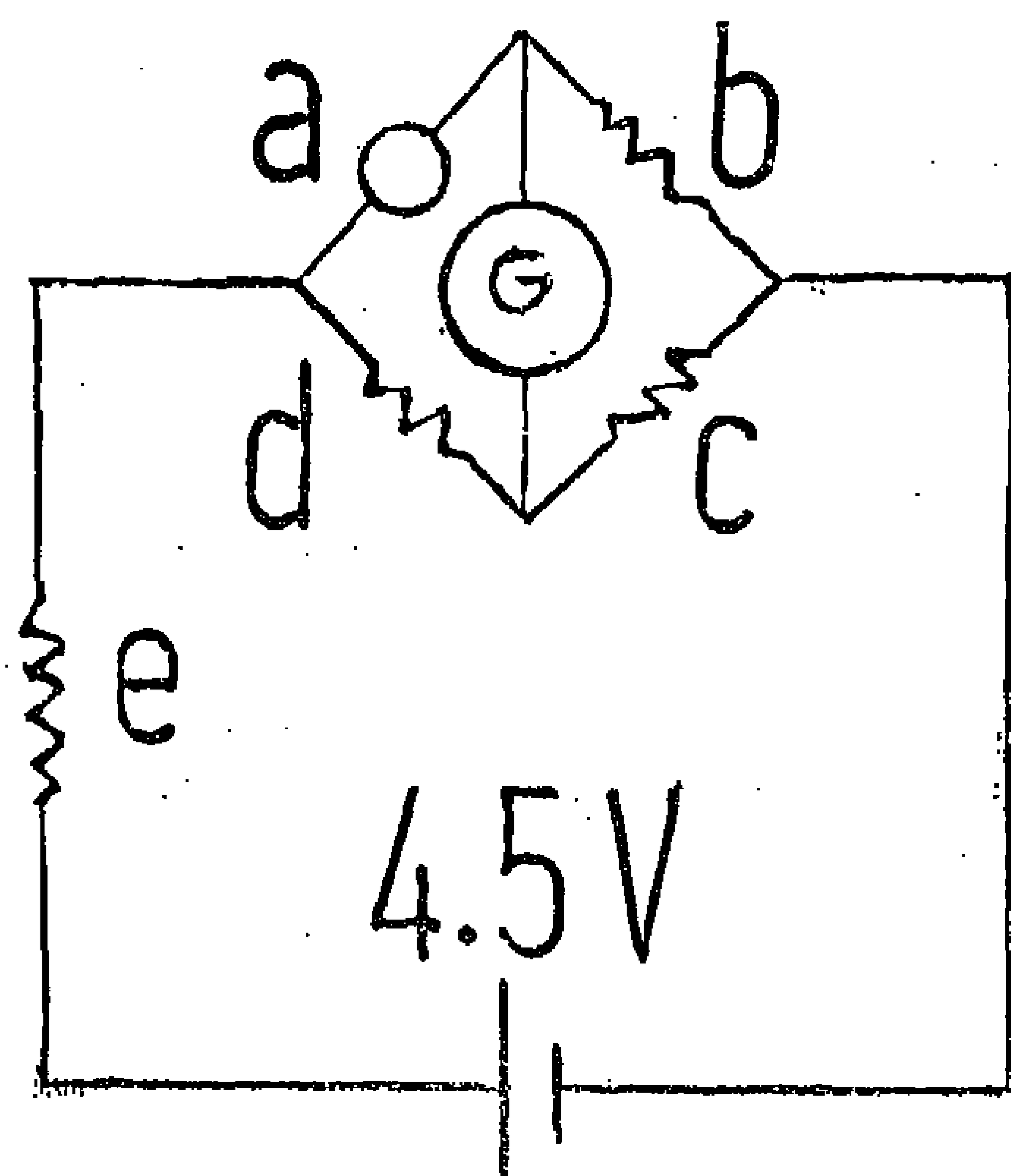


FIG. 6

Temperature measurements for each diversion were taken at section A-A, downstream, and at B-B, C-C, D-D, E-E, F-F (Fig. 1), upstream, from the outlet structure. Each section across the width of the model (A-A, ..., F-F) was divided into four horizontal sections at 7%, 25 %, 50 %, and 75 % of the depth below the water surface, respectively. Each horizontal section was divided into eleven points resulting in a total of forty-four points across each rectangular section of the model as in Fig. 7.

For convenience in comparing the temperature distribution at different percentage diversions, the results were plotted in the dimensionless from $(\triangle T/\triangle T_m)$ %, in which:

$\triangle T$ = difference between the temperature of the water at any measured point and the inlet water temperature.

$\triangle T_m$ = Maximum temperature difference between the hot water at section S_1, Fig. 1, and the inlet water temperature.

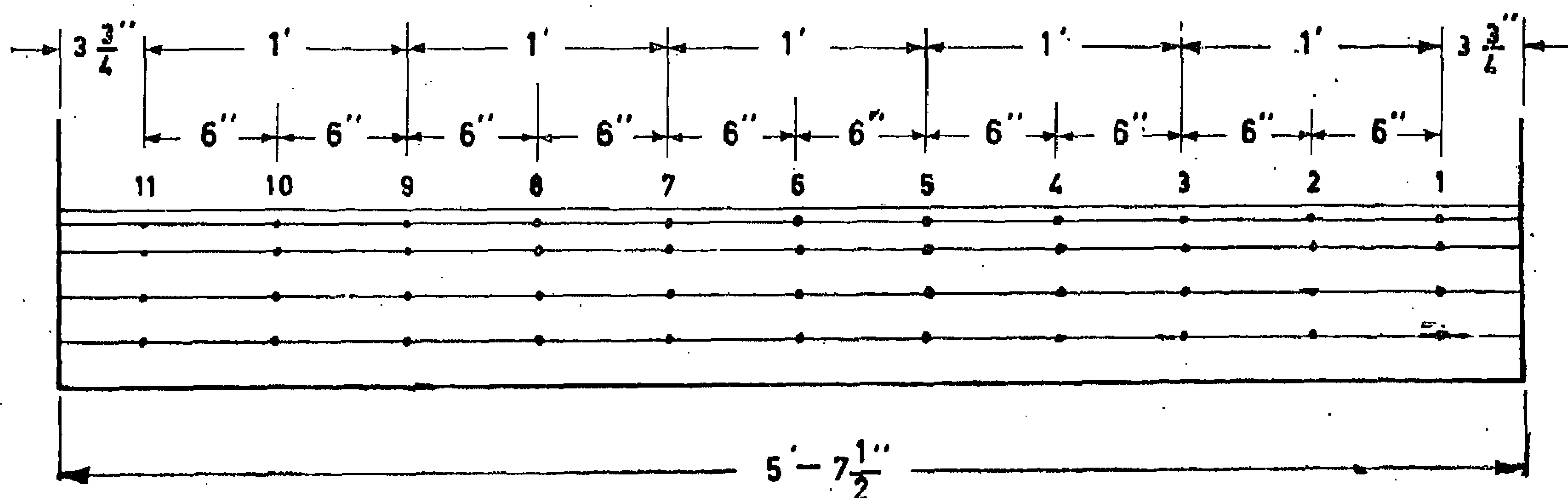


FIG. 7. TEMPERATURE MEASUREMENT STATIONS

The model and prototype were so designed as to have geometrically similar boundary proportions. Since, the viscous effects are small and both the fluid weight and the fluid density are the most influencing properties for the state of flow, the same Froude Number can be taken for both. The model discharges were based on the Froude criterion.

Studies were made for 100, 67, 50, and 33 % diversion. By 100 % diversion, e.g., is meant that a discharge equal to the total canal flow is diverted through the intakes and an equal amount of heated water is added downstream from the intakes. The other diversions can be defined in the same way.

For each of these diversions, temperature readings were taken after equilibrium conditions took place. This happened to be after about three hours of continuous running of each experiment. Temperature readings

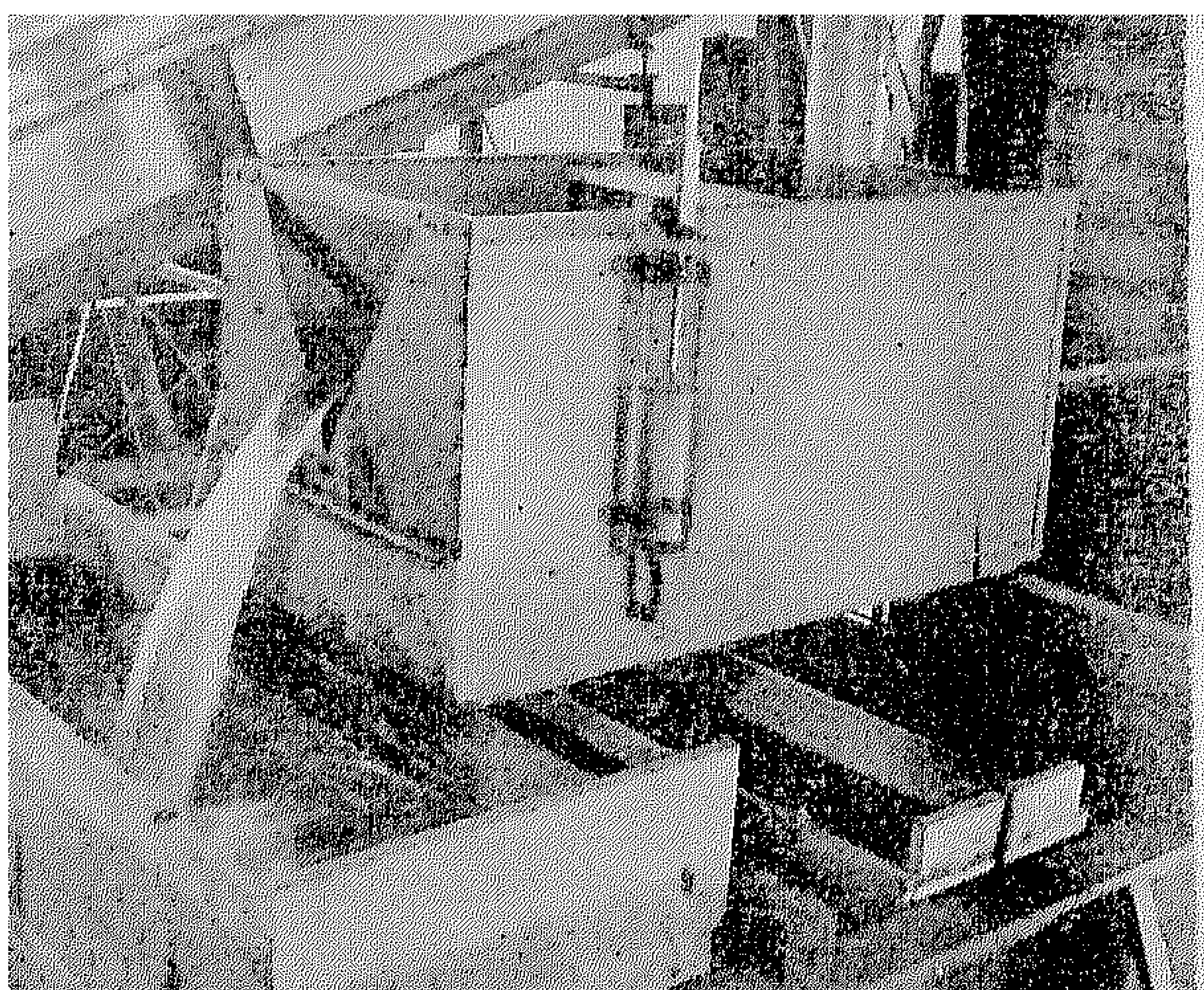


FIG. 2
Inlet Structure

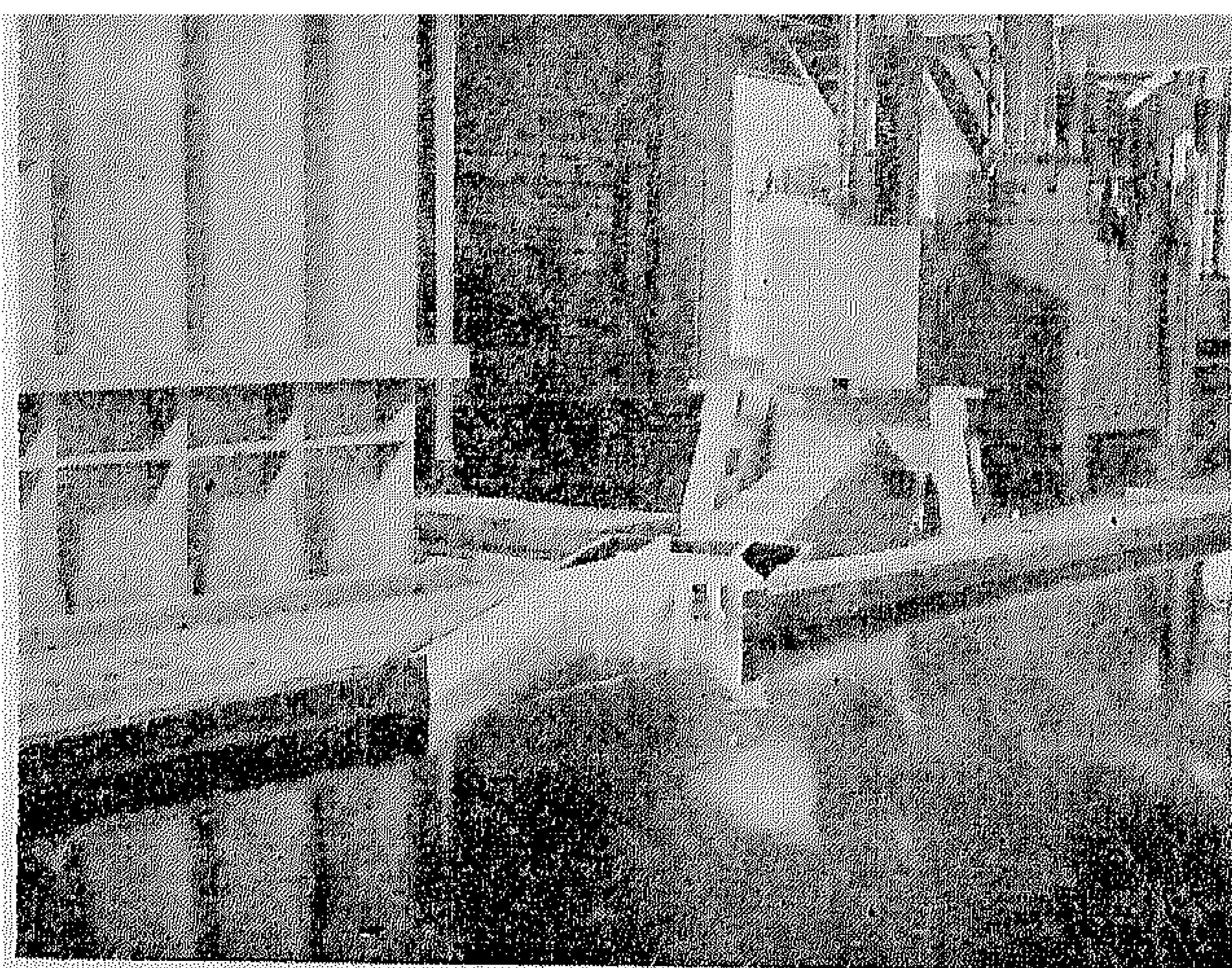


FIG 4
Outlet Structure

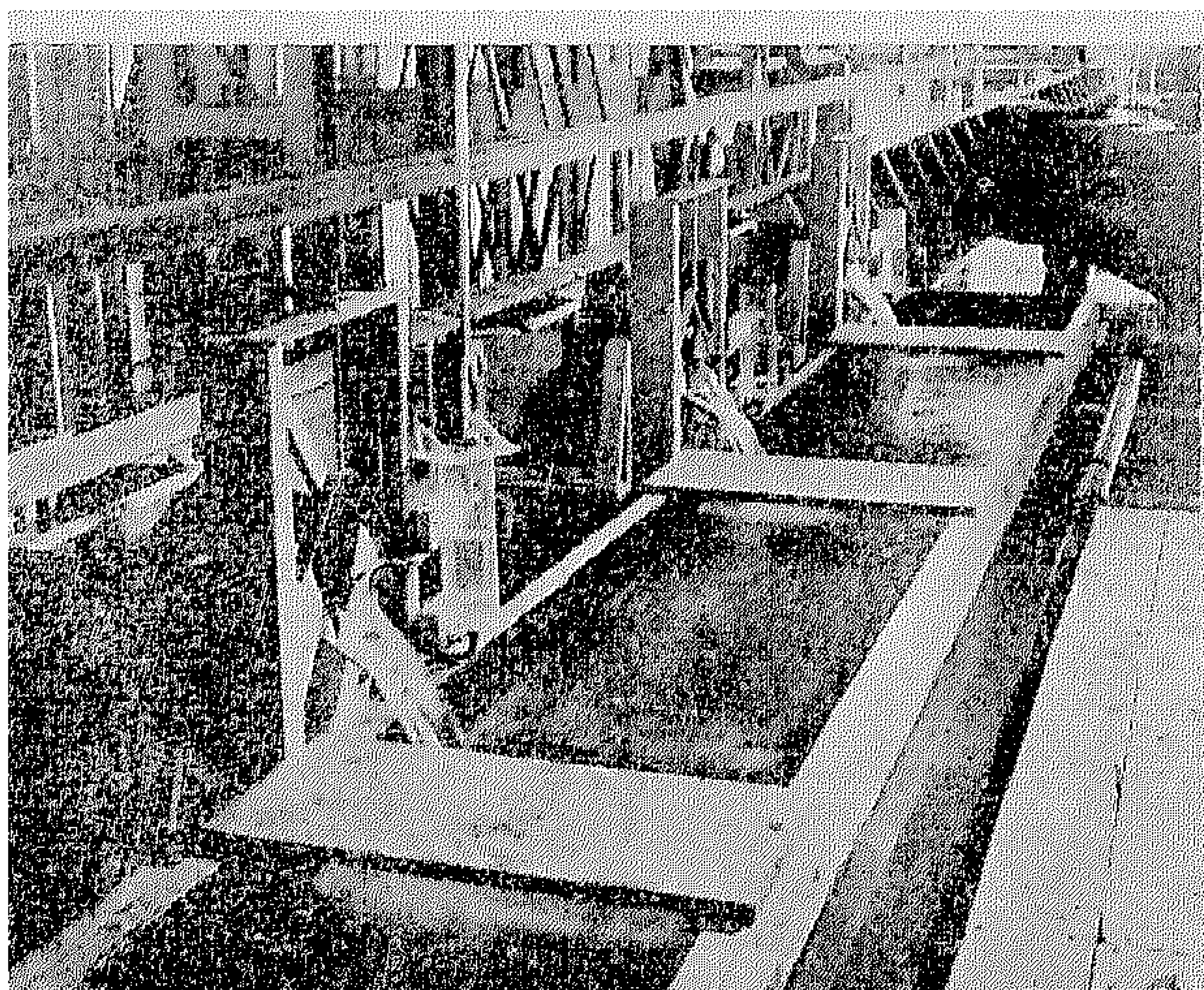


FIG. 3
Inlet Cribs

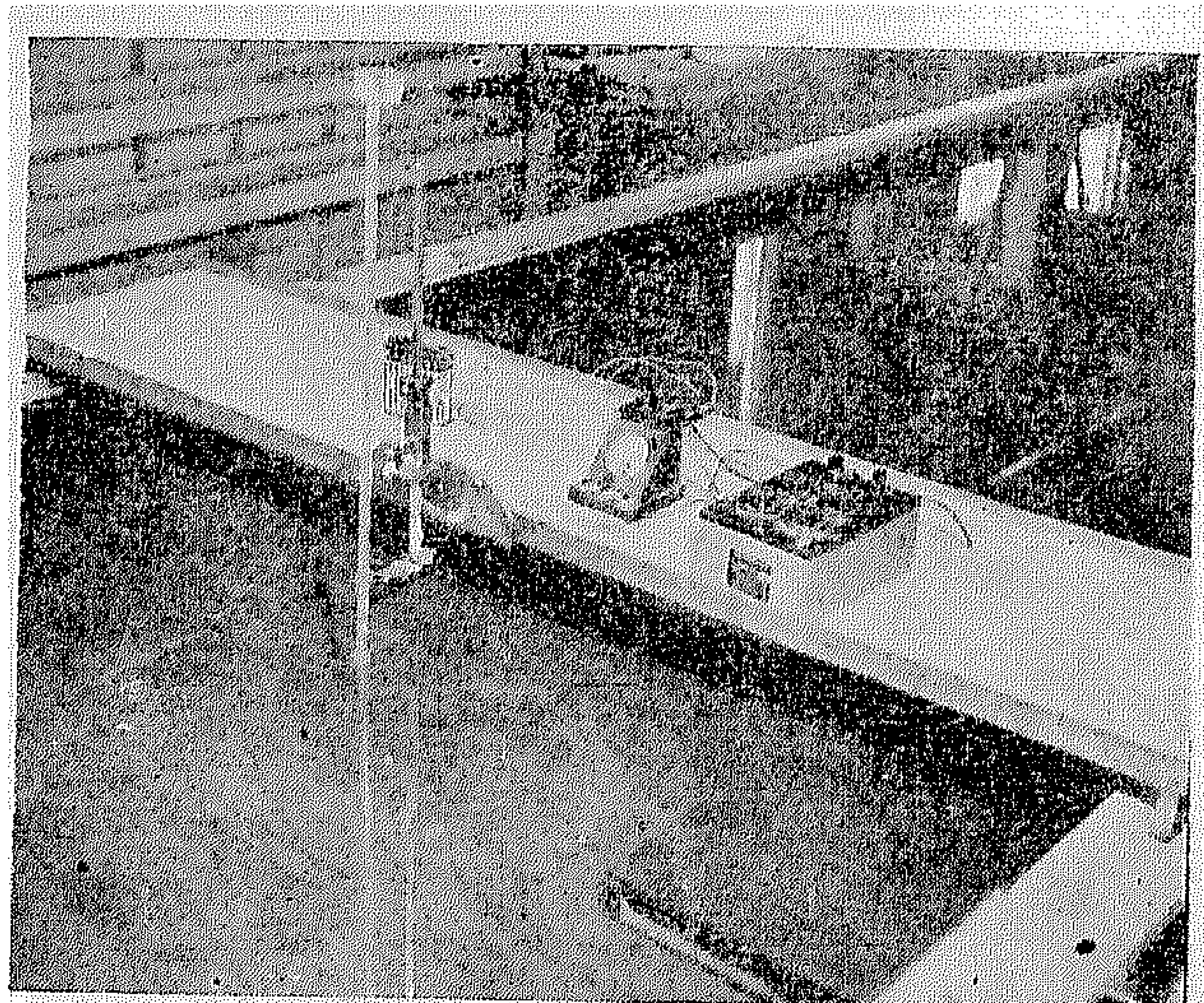


FIG. 5
Electrical Circuit

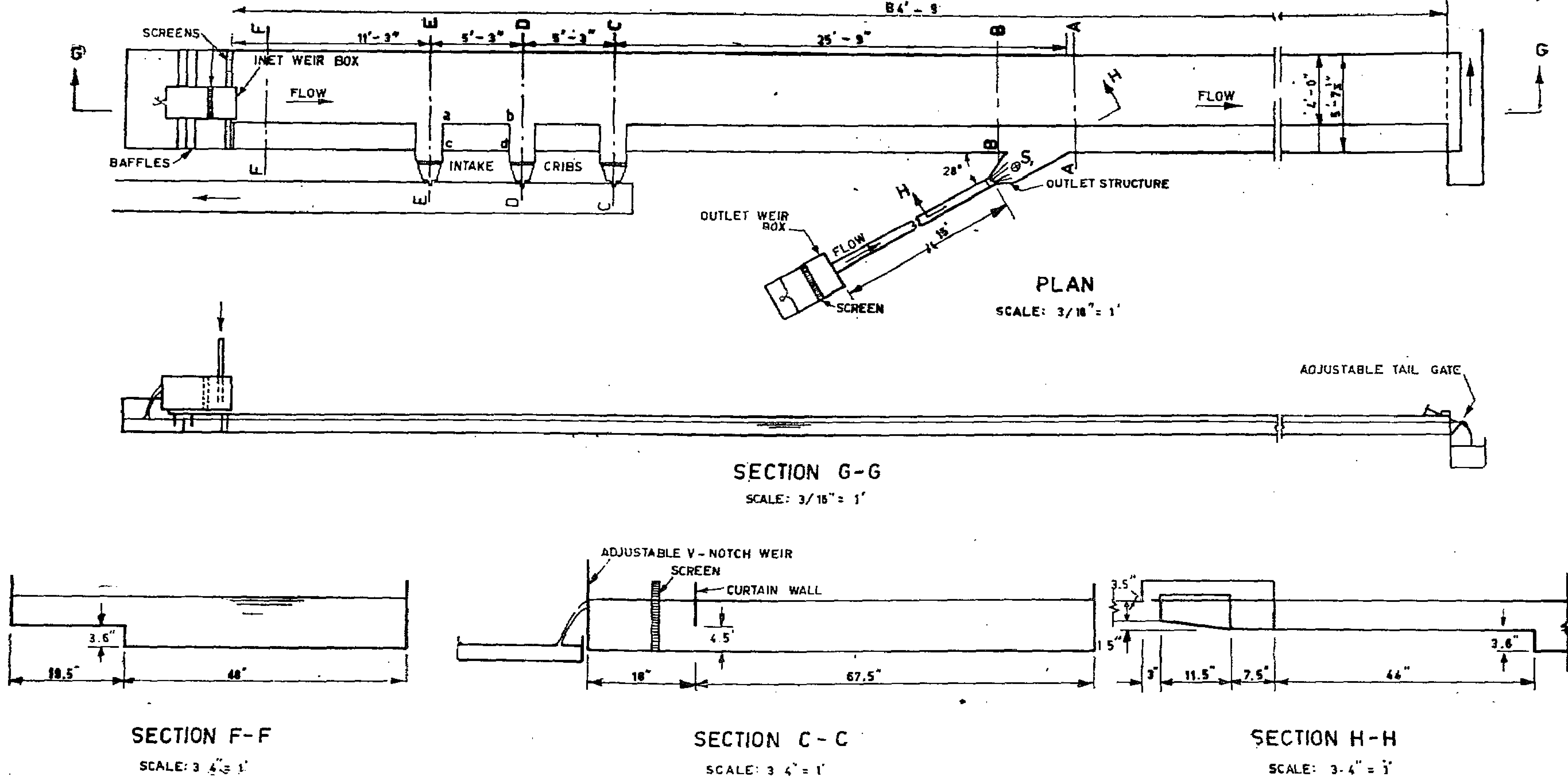


FIG 1 PLAN AND SECTIONS OF MODEL

AN EXPERIMENTAL STUDY OF THERMAL CURRENTS IN A CANAL MODEL

by

Dr. AHMED M. EL-SIBAIE
Lecturer, Faculty of Engineering, Ein Shams University

Introduction

The cooling water system for steam power plants usually necessitates the diversion of water from a canal. This diversion creates a number of problems; one of which is the circulation of the heated water and is the subject of this research.

Water is to be taken from the canal, circulated through the plant, and discharged into the canal in its heated state at points downstream from the intakes. The introduction of heated water into the stream creates thermal currents which move upstream. It is anticipated that these will raise the temperature of the cooling water at the intakes and lower the efficiency of the plant.

Specifically, the problem involved in this research was the measuring of the temperature distribution in a canal model, and the presenting of these measurements in a form useful in the estimation of the amount of recirculating water for various cooling demands. Four rates of flow were studied.

A theoretical explanation for the mechanism of the motion created by recirculation is presented in this study.

APPARATUS AND EXPERIMENTAL PROCEDURE

Apparatus :

This study was conducted in a scale model of a canal constructed in the Iowa Institute of Hydraulic Research at Iowa City, Iowa, U.S.A.. This experimental model includes :

(1) A 1-to-40 scale model of a canal (Fig. 1) including 450 feet of canal upstream from the intake cribs and 1500 feet of canal downstream from the outlet structure.

(2) A supply tank discharging over a V-notch into the head of the model, this represents the inlet structure (Fig. 2).

(3) Adjustable V-notch weirs to measure and control the flow into the intake cribs (Fig. 3).

(4) A tank discharging over a V-notch into a small covered channel leading to the model canal; this represents the outlet structure (Fig. 4).

(5) An adjustable tailgate at the lower end of the canal.

Experimental Procedure :

To simulate, in the model, the recirculation effects predicted for the actual plant, steam was piped to the outlet structure weir box to heat the water which entered the canal through the outlet. The intake discharge was simulated by the flow over the intake cribs. This flow was wasted and an equal amount, measured by the outlet structure weir box, was returned to the canal.

The usual minimum discharge in the prototype canal is about 2200 cubic feet per second and the water depth 28 feet. The present canal wall is at (a—b)—Fig. 1. The future canal wall, after the canal is enlarged, will be at (c—d). As a result, the model section is rectangular at the cribs and stepped at the other parts of the canal, Fig. 1.

GRAVITY OIL-SEPARATION PROCESS AIDED BY USE OF PARALLEL PLATES

Inclined plates installed in existing separators improve their performance. In new units, the new parallel-plate design is used to improve efficiency.

In a conventional gravity type oil interceptor oil globules rise to the surface of the water, where they coalesce into a layer of floating oil. General theory and design of these interceptors are included in the sixth edition of the A.P.I. Manual on Disposal of Refinery Wastes. It has been found that these oil globules will also coalesce when they reach the under-surface of a horizontal or inclined plate submerged in the bay of an interceptor.

By subdividing an interceptor basin into *longitudinal channels with parallel plates*, its separating capacity can be increased. If, for instance, the basin is subdivided into 10 layers, the maximum path (rising height) which an oil globule has to travel before reaching a coalescing surface is reduced to one tenth of the depth of water in the basin. Thus for given performance the length of the basin can be reduced correspondingly.

The less turbulent flow between the plates and the more uniform flow distribution over the whole cross-section will also promote separation.

The plates slant from top to bottom at an angle of about 45°. This allows the collected oil to rise along the plates to the surface of the water. Sludge slides down to the bottom of the basin.

When plates are installed in an interceptor, the reduction of oil content of the effluent will depend on: (1) ratio of plate spacing to water depth: (2) length of the plate assembly. (3) composition of the effluent, and (4) flow velocity through the interceptor.

Plates reducing the rising height to about one tenth have been installed in existing interceptors at two Shell refineries.

A comparison was made in one refinery between the effluents of a bay fitted with plates over half the length and bay without plates. The comparison showed 40-50 % less oil in the effluent from the bay with plates.

Parallel-plate interceptor: The good results obtained with parallel plates in existing oil interceptors have led to the design of a new type of oil interceptor which is characterized by a compact, enclosed construction.

The installation of a hood eliminates evaporation of oil collecting at the surface of the water and so prevents air pollution. The space under the hood is kept full of liquid by hydrostatic pressure, since the level at the weir of the interceptor is higher than the top of the hood. The hood is covered by a clean water seal.

Flare and blow down:

These are considered as emergency drains and vents. They are used in case of fire or similar emergency.

(1) The liquid and vapours which are infrequent and of substantial pressure and mainly from discharge of safety valves are released into a blow down drum which is vented to a flare stack where gases burn at the top of the stack. The stack must be water sealed. The blowdown drum is to drop out liquid hydrocarbons to facilitate the relief and disposal of pressured vapour from process equipment. The liquid from the drum is pumped directly to storage tanks. A sewer drain to the oil water system shall be available for water removal.

(2) Hot oils of low vapour pressure are released into a blowdown stack where they are quenched with water, the liquid is released to the sewer and the vapour is vented to the atmosphere.

Fig. 4 shows the flare and blow down scheme suggested for the Suez Refinery.

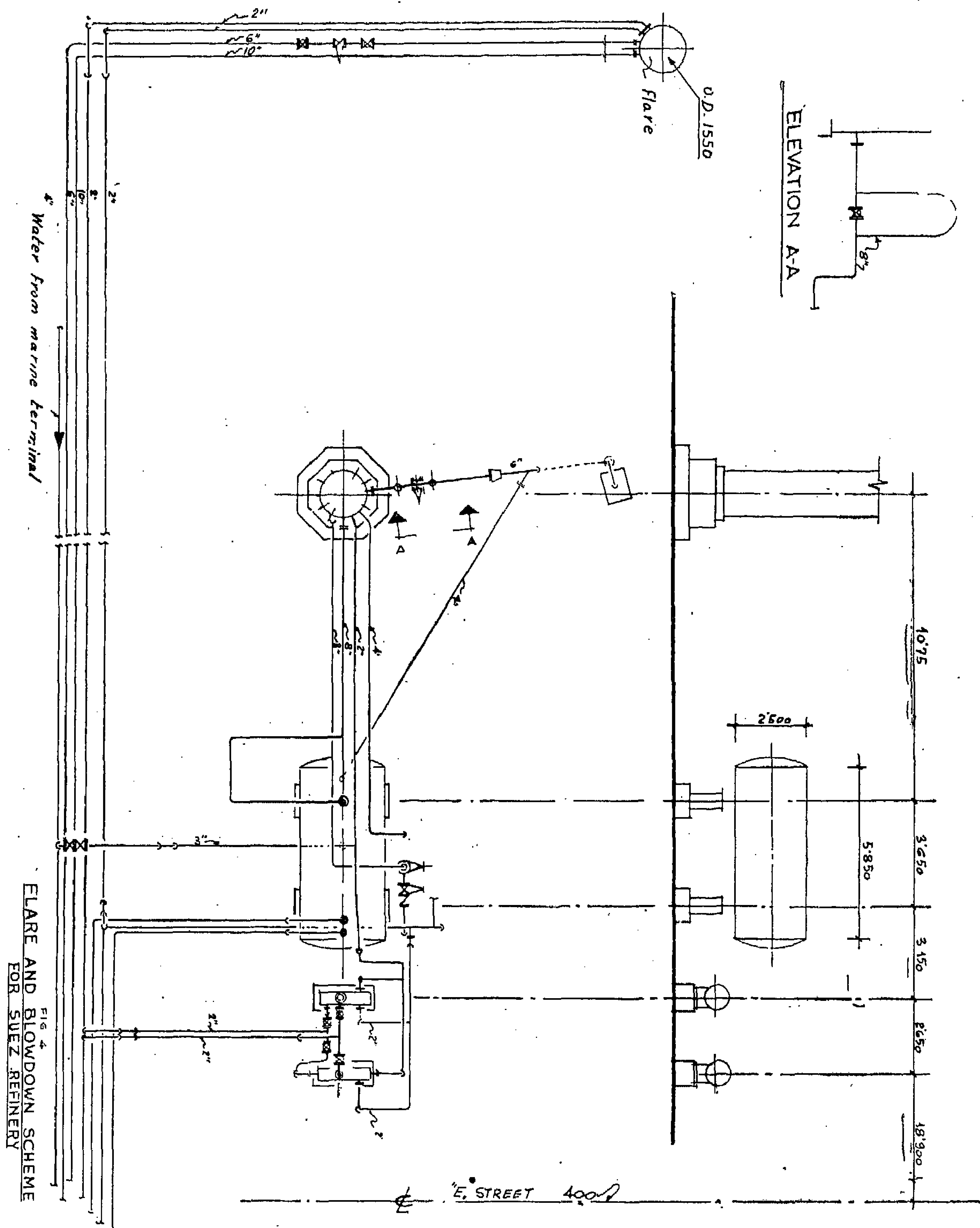


FIG. 4.—*Flare and Blowdown Scheme for Suez Refinery.*

The dimension of each chamber is taken as follows :

$$\text{surface area} = \frac{600}{4\times 0.7} = 215 \ \text{ft}^2$$

width = 10 ft

length = 21.5 ft

depth = 4 ft

Correction factor = 2.4 for length of chamber.

The final dimension are

length = 21.5 × 2.4 = 51.5 ft ≃ 16 m.

width = 10 ft ≃ 3 m.

depth = 4 ft ≃ 1.22 m.

The total cross sectional area is 40 × 5 = 200 ft^2

$$\text{The flow in each chamber} = \frac{600}{5} = 120 \ \text{ft}^3/\text{min}$$

i.e. 2 ft^3/sec.

The head on outfall weir is determined by means of the Français equation

$$H = \frac{V\,q}{3.33\ L}\ 2/3$$

where H = head on weir ft.

q = quantity of water ft^3/sec.

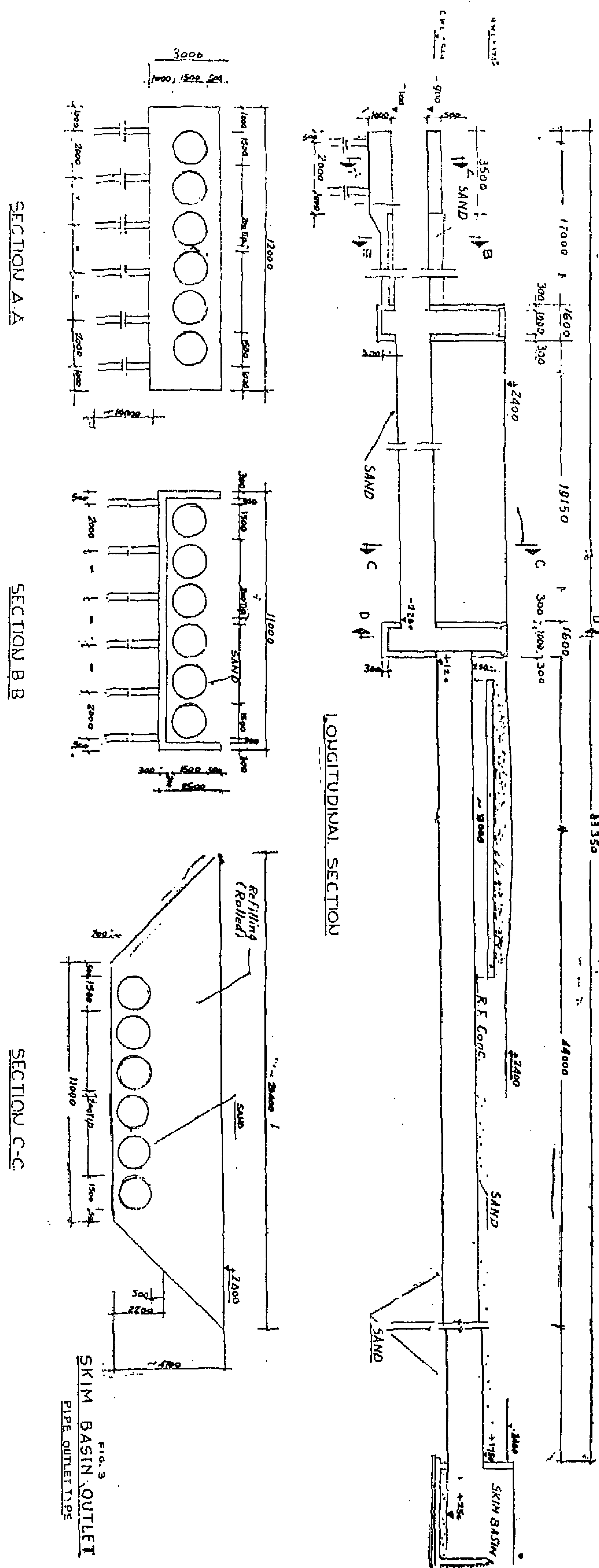
L = length of weir ft.

Then H = 0.207.

Then height of weir = 1.08 m.

The A.P.I. separator for the Lube oil will have same dimensions.

Figs. 1, 2 and 3 show a proposal for the design of the A.P.I. separator and skim basin as given by Compagnia Tecnica Industrie Petroli S.p.A., Roma—for the Suez Refinery offsite facilities project, in cooperation with Dr. Abbas and Dr. Sinbel.



surface area $= 430\ ft^2$

width $= 16$ ft $\simeq 5$ mts.

length $= \frac{430}{16} = 27$ ft taken $= 10$ mts

depth $= 5$ ft 1.5 mts

The total cross sectional area is $80 \times 5 = 400\ m^2$

The flow in each chamber $= \frac{1200}{5} = 240\ ft^3/m$ i.e. $4\ ft^3/sec$.

The head on out fall weir is determined by means of the Français equation.

$$H = \left(\frac{q}{3.33\ L}\right) 2/3$$

where H = head on weir in ft

q = quantity of water ft^3/sec.

Then L = length of the weir ft

H = 0.178 ft

Then height of weir $\doteq$ 1 m.

B.—If we use separate separators for the coker plant and the lube oil plant

Min. total wetted perimeter = 86 ft.

Min surface area/chamber $= \frac{600}{5 \times 0.7} = 171\ ft^2$

Min. cross sectional area/chamber $= \frac{600}{5 \times 3} = 40\ ft^2$

Min. wetted perimeter/chamber $= \frac{86}{5} = 17.2$ ft.

Surface area $= 40\ ft^2$

wetted perimeter = 18 ft

depth = 4 ft

width = 10 ft

The urface area of each chamber will be determined for 1/4 the total flow as to assure good separation when one of the 5 chamber will be emptied for cleaning.

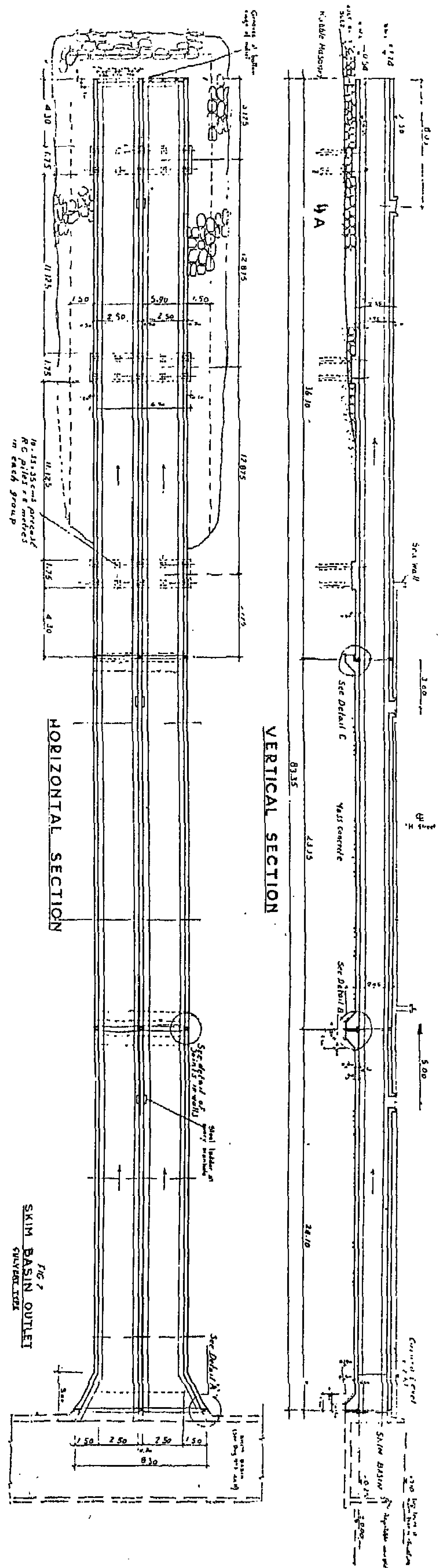
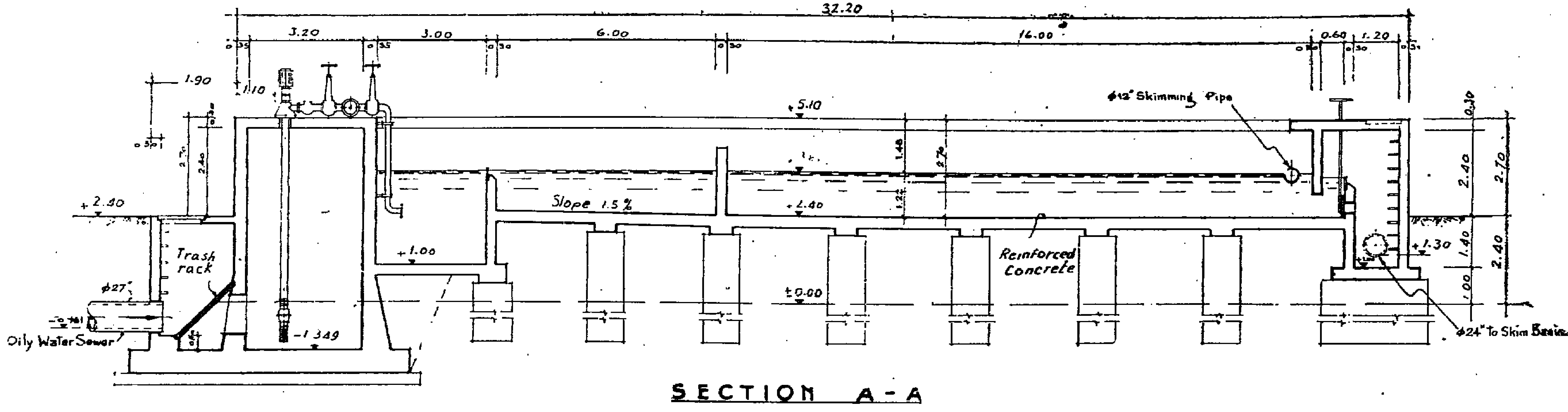


Fig. 2—SKIM BASIN OUTLET (Culvert Type)



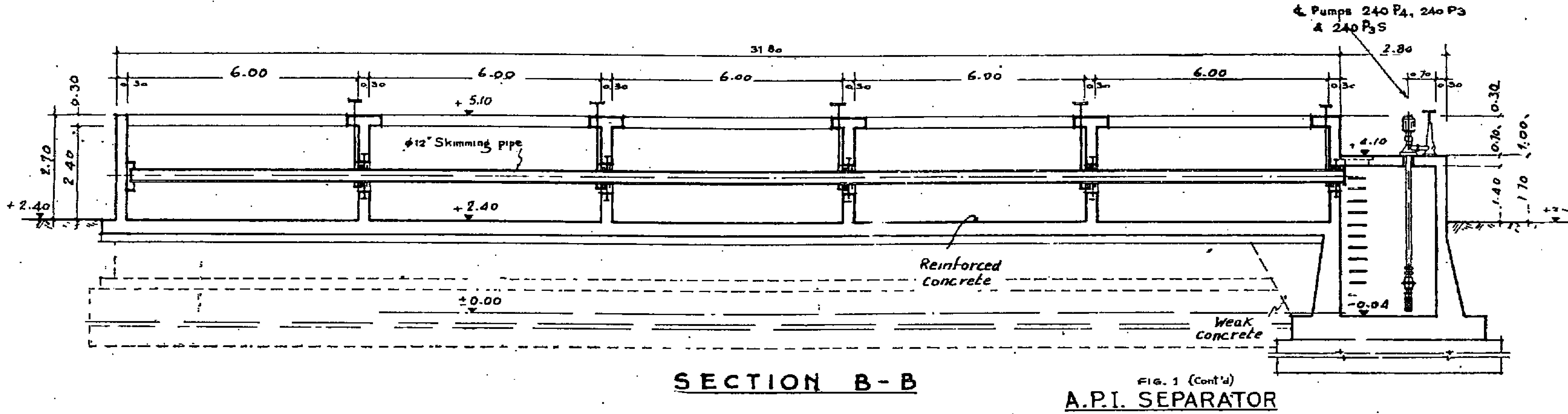


Fig. 1 (Cont.)—A.P.I. SEPARATOR

(a) Min. Total horizontal area

$$Ah = \frac{Qm}{vt} = \frac{1200}{0.7} = 1700 \text{ ft}^2$$

(b) Min total vertical cross sectional area

$$Ac = \frac{Qm}{3} = \frac{1200}{3} = 400 \text{ ft}^2$$

(c) Min. total wetted perimeter

$$Pw = \frac{Qm}{60 \text{ RN}} = \frac{1200}{60 \times 0.000066 \times 17600}$$

$$= 172 \text{ ft.}$$

(d) Number of basic chambers 5

Ratio of wetted perimeters $= \frac{172}{36}$

$= 4.8$

Ratio of cross sectional areas $= \frac{400}{160}$

$= 2.5.$

The min. number of basic chambers = 5

Dimensions of acceptable basic chamber :

Min surface area $= \frac{1200}{5 \times 0.7} = 343 \text{ ft}^2$

Min. cross sectional area $= \frac{1200}{3 \times 5}$

$= 80 \text{ ft}^2$

Min. wetted perimeter/chamber $= \frac{172}{5}$

$= 34.4$ ft.

Surface area	= 80 ft²
wetted perimeter	= 34.5 ft
depth	= 9.25 ft
width	= 16 ft

The surface area of each chambers will be determined for total flow as to assume good separation when one of the five chambers will be emptied for cleaning. The dimensions of each chamber are chosen as follows :

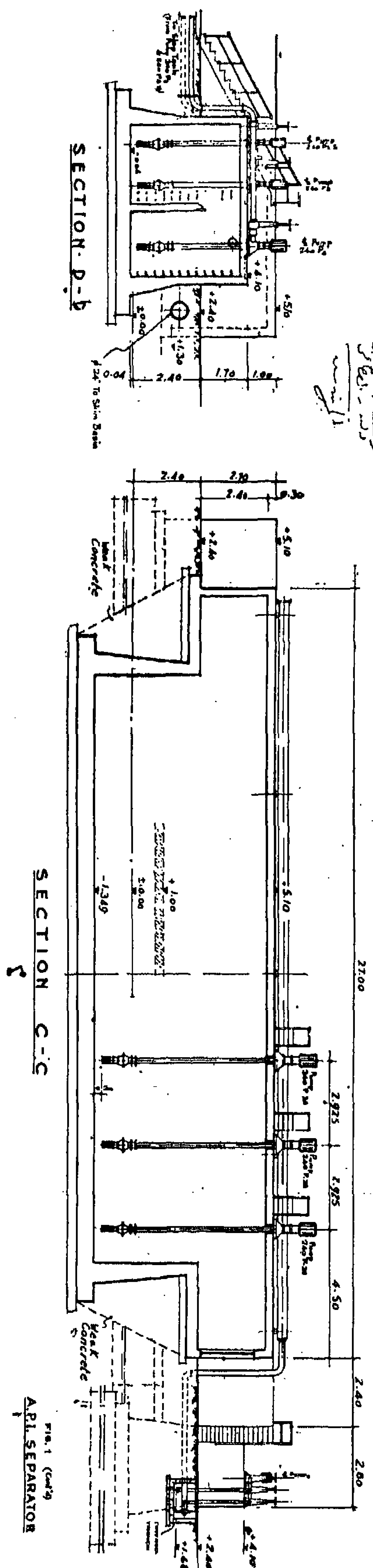



Fig. 1 (Cont.)—A.P.I. SEPARATOR

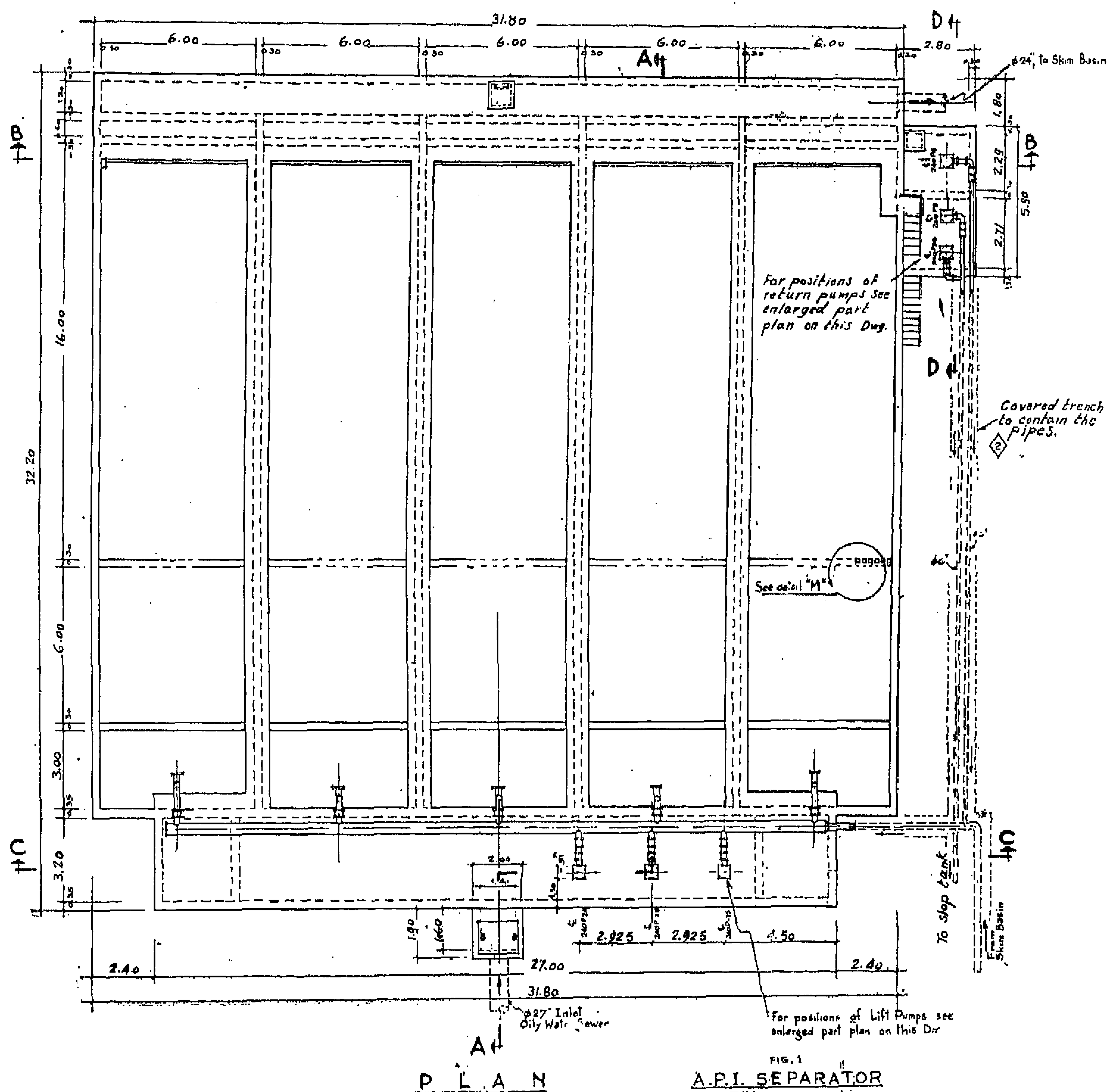


Fig. 1.—A.P.I. SEPARATOR

REFINERY DISPOSAL.

By

Eng. HASSAN RAMADAN
Director, Mex Refinery

and Dr. MOHAMED ATTAFY SINBEL
Assistant Professor, Faculty of Engineering
Ain Shams University

Civil water

Mex Refinery, (one of the 3 Refineries in Egypt) is located on the Mediterranean with a sea area of 50 miles from the nearest land prohibited for oil water pollution. The other 2 Refineries at Suez are located on the Red Sea with a sea area of 100 miles from the nearest land measured from the base line from which the territorial Sea of the territory in question is established, in accordance with the Geneva convention "on the territorial Sea and the Contiguous Zone 1958". The oil mixture which is prohibited means a mixture with an oil content of 100 parts or more in 1,000,000 parts of the mixture. The coast and coastal waters are also seriously affected by oil pollution. This causes great damage to coast and beaches and consequent hindrance to heathful reaction interferring with tourism causing the death and destruction of birds and other wild life and probable adverse effects on fish and marine organisms on which they feed. The pollution is caused by crude oil and its distillates which are capable of being carried to very considerable distances by surface drifts caused by winds and currents. These build up into deposits on sea shore. This paper discusses the pollution of streams from the refineries. The three above mentioned refineries use simple gravity type separators. The function of which is according to the basic law of stokes for spherical particles.

$$v = \frac{g\, D^2\, (P_s - Pl)}{18\, \mu}$$

Where v is the maximum velocity of settling
D is the diameter of the spherical particles
Ps & Pl are the densities of the solid and liquid.

A.P.I. Separator

The design of Suez Refinery coker plant oil separator is based on the following data.

Total flow of waste water Q = 2020 m^3/h.

Another similar separator unit is provided for tube oil plant.

Waste water capacity: 1000 m^3/h.

Water temp. = 110°F.

Oil Globules specific gravity $\gamma 0 = 0.8865$.

Abs viscosity of water at 110°F $\mu = 0.0063$ poise.

Kin viscosity of water at 110°F $\gamma = 0.000066$ sq. ft/sec.

Water specific gravity at 110°F $\gamma_w = 0.990$.

Max. allowable mean horizontal vel. V_h = 3 ft/min.

Diam. of globules estimated D = 0.02 cm.

A.—If one Separator is designed for the coker plant together with the tube oil plant.

Total flow of water = 2020 m^3/h = 1200 ft^3/min.

Rate of rise in waste water = 0.7 ft/min.

Max. allowable Reynolds' N° for Vt = 0.7 ft/min.

RN = 17600.

Telecommunication consists mainly of a network of ground stations operating between themselves point to point and between the ground and aircraft air to ground. Operation of messages whether they are point to point or air to ground are carried according to some approved international procedure laid down by ICAO. In establishing this service, difficult problems of varied nature will be faced, such as the choice of equipment, installation, operation and maintenance. The answer to all that is by secondment and training.

Meteorological services require special equipment to measure and record weather phenomena; receive and document informations to other service centres in the region. This higher technical work is carried out according to ICAO and WMO Standards.

The same problem of lack of experienced personnel can be solved by the same measures, viz. secondment and training.

Technical staff required for services as well as those needed to operate and maintain equipment used are not available in excess in most countries of the world.

In countries who are just starting to develop their air transport industry they are non existing. Meanwhile an industry that complex and important cannot rely on secondment.

Training schemes based on the master plan stage programmes should be carried either by creating national training centers, or by training the required staff in one of the already established centers in other countries in the region.

In the UAR several training centers covering all fields of aviation are in operation and are ready to accommodate specialists for other nations.

The Civil Aviation Regional Training Center at Embaba, newly created with the help of the United Nations Special Funds, can easily accommodate 300 students at one time. This Institute, with ICAO as the executing agency, will conduct training in the following specialized fields.

(a) Air traffic control courses especially radar control;

(b) Communication operation such as radiotelephone network courses and teletype-network courses;

(c) Advanced radio-maintenance courses;

(d) Air-navigation facilities maintenance, telephone network courses and teletype-network courses.

(e) Radar maintenance courses;

(f) Radio teletype maintenance courses.

++++++++++++++++

RECENT DEVELOPMENT OF MOTIVE POWER AND ROLLING STOCK

M. ABDEL SALAM, B.Sc.
General Manager, Egyptian Railways

SUMMARY

During the last century steam power was the unrivaled motive power for Railways all over the world.

The change over from steam traction to Diesel or Electric traction has progressed steadily after the Second World War.

The Egyptian Railways started back in 1935 with 20 Diesel Mechanical trains to serve Helwan Suburban line. From 1949 up to 1956 other types of diesel locomotives and trains were placed in service. In 1956 steam locomotives were in service side by side with diesel locomotives and trains. The majority of steam locomotive urged for immediate renewal. The E.R. purchased 45 diesel electric locomotives.

In the same time studies were carried out to settle on the types of traction to be adopted for the re-organisation of the motive power on basis of man economy in both Capital and Operating Costs, speed for comfort of passenger traffic together with heavier transportation.

The results of such study based on the official statistics of 1957/1958 Budget were as follows :

COMPOSITION BETWEEN STEAM AND DIESEL OPERATION

1. *Economy in fuel consumption :*

Utilisation of Diesel traction gave us big savings in fuel cost which result in total annual savings of 5 Million L.E. on basis of foreseen annual mileage of 58 million kms. in 1963.

2. *Saving in the general operating costs :*

Total operation costs are compared in both Steam and Diesel traction. Results showed that savings in case of using diesel traction amounts to L.E.5,220,000 on basis of the foreseen annual mileage of 58 million kms.

3. *Availability and total annual mileage/locomotive :*

Savings in capital would also be realised due to the fact that the average mileage/diesel locomotive is about 2 times that per steam locomotive for the same nature of service.

4. *Failures and regularity of services.*

5. *Comparison between diesel and electric traction.*

The change over to Diesel traction has created serious problems which had to be overcomed such :

1. *Design of power units :*

Standardisation of power units for main locomotives gave us :

(a) Flexibility in choosing the proper hauling different loads ;

(b) Amount of consumable spare parts to be stored are reduced to minimum.

2. *Choice of transmission :*

(a) For diesel main line trains, hydraulic transmissions are used. The Unit Power ranges from 800 HP. to 1000 HP. It gave us smooth tractive effort curve.

(b) For main line locomotive, electrical transmission were chosen. The unit power is above 1000 HP.

They gave maximum tractive effort up to the limit of adhesion while also capable of maintaining maximum permissible speed though suitable control gear.

(c) For shunting services, hydraulic transmission is chosen. The power ranges from 350 to 800 HP.

It gave us very high tractive effort for heavy shunting and slow speed operation.

Hydro-mechanical transmission, chosen for passenger branch line service where power does not exceed 350 HP/unit.

3. *Changing over of shops :*

For heavy and major repairs a main central shop was established in 1957 consisting of 6 sheds. Specialised divisions were equipped with all necessary provisions for overhauling and testing all mechanical and electrical components of diesel trains and locomotives. For light repairs and periodical maintenance a central running shop was developed in Cairo Zone equipped with all necessary provisions for maintenance operation including a heavy lifting shed for performing accidental heavy repairs. The concept of the maintenance and repair programs is based on bringing all locomotives and trains to this shop regularly for periodic inspection. The regional shops are used only for garaging and fuelling. Except at Asswan where a number of locomotives are located permanently, there is a small light repair shop. Another in Tanta for the service of rail buses in the Northern Region.

4. *Spare parts facilities :*

A new enlarged and central store was established in Cairo. Small stores for daily consumption at the important terminal centres.

5. *Personnel training program :*

The Egyptian Railways have provided training for a considerable number of personnel in various locomotives workshops in different foreign countries. Besides the E.R. was provided with cut-away models of most important parts of diesel locomotives. All are being used in the training program.

Similar program was put in force for stores personnel. They have been also sent to manufacturers to become acquainted with their spare parts stocking and ordering system.

Thus by tackling the aforementioned problems in the ways described, progression of the dieselisation scheme continued smoothly reaching in the pre-mentioned achieved results.

++++++++++++++

ADVANCES IN PLANNING AND METHODS FOR ORGANIZATION OF INTERNAL AIR TRANSPORT

M. EL HAKIM, B.Sc.
General Manager of United Arab Airlines

SUMMARY

Means of transportation are consiaered, as they always have been, the basic foundation in the establishment of a modern, competent and efficient form of a body, capable of taking care of the welfare and prosperity of any community.

Aeroplanes have proved nowadays to be of great potential value in the fields of transport and communications. Different opinions on what priority it should be given in developing means of transportation for any community may all prove to be true according to the conditions of that area. However in certain under-developed countries , where vast areas of desert, water or forest land are the characteristics of its topography, aeroplane has proved to be the only means which could give the service required with less cost and comparatively fast.

In the UAR, where means of transport are far developed, it was found that only planes can link the Nile Valley with the isolated communities scattered in the western and eastern deserts.

To establish internal air transportation a master plan has to be developed showing the location of airfields, radio-aids, and communication stations. It should cover also stages of construction based on the relative degree of progress aimed to be reached.

The main points to be observed in designing airfields are :

(a) Flexibility of plan to allow for future expansion ;

(b) Sites should be chosen as close as possible to centers of traffic generation ;

(c) Natural features, soil tests, availability of materials and met conditions should be examined very carefully to ascertain economy in construction and better utilization.

To operate internal air-transport other services are required to ensure safety of flying. These services are :—

(a) Air traffic control ;

(b) Telecommunications ;

(c) Meteorology.

Air-traffic control is needed to prevent collision between aircraft and between aircraft and obstacles on the ground in the manoeuvering area. It is also responsible for relaying informations to pilots to help them in carrying their duties safely.

In this respect less developed countries face major problem in the recruitment of trained personnel to function as air traffic controllers in airfields.

The only way to start such a service is through secondment. Meanwhile a scheme for training required staff should be carried out, so that in due time trained nationals could take over.

The UAR has seconded to several African and Asian countries some of her best staff in the fields of Air-traffic Control, communications and engineering.

markable mass of data and hydrological studies for the full utilization of the Nile waters are contained in the series of volumes known as "The Nile Basin". Nine volumes and 23 supplements have been published up till now and volume X and several supplements are now in preparation.

Unsuccessful attempts to fit equations to gauge discharge curves of smooth and regular shape are also discussed.

Other important work described has been the measurement of the quantity of the silt carried by the Main Nile in flood time. This was started in connection with the question of how early it was possible to begin filling the Asswan reservoir after the crest of the flood had passed and how much deposition was and the maximum quantity of suspended silt caused when the reservoir was partially filled during high floods as a measure of protection for Egypt.

A short account is given of the various methods of forecasting the flood and low stages as well as the results of investigations made on the correlation between some meteorological elements and the volume of the Nile flood.

Much work was done in the past without success on the periodicity of the Nile flood from the old records of Roda gauge in Cairo, which go back to 640 A.D. This work which has been given up is discussed.



METHODS OF MEASUREMENT OF DISCHARGE AND EQUIPMENT FOR SURVEY IN THE NILE BASIN

by

Y. M. SIMAIKA, B.Sc.
Ministry of Public Works, UAR.

SUMMARY

The dependence of Egypt on the Nile has led to intensive studies of its hydrology. These studies may be said to have begun at a very early date, as the ancient Egyptians recorded river levels by "Nilometers" some of which still remain.

Since the quantity of water flowing in the river is the fundamental quantity on which all irrigation and irrigation projects are based, it is evident that measurement of the discharge is the most important of all measurements made on the Nile.

Accurate discharge measurements began in 1902 with the introduction of current meters. Previously they had been measured by the less accurate "float" method. By 1912 permanent discharge sites had been established at some of the most important points on the river. Since then they have been continued and extended to the farthest parts of the Nile Basin and now include all the tributaries of the Nile of any importance except those in Ethiopia.

The method of measurement by current meters and the instruments and equipment used is described in detail. In the past there was much controversy as to whether the rating of the current meter in still water could be accurate when the instrument is used in flowing water when the flow is necessarily more or less turbulent. This important question was settled by comparison of the discharge measurements of the river at Asswan as given by the sluices of the Dam and by current meter measurements at a good site some 35 kilometres downstream. The sluices had been calibrated by means of a large masonry tank, so that the method depends directly on the measurement of volume. Other possible errors in the determination of velocity due to the effect of rocking of a discharge boat or due to its proximity to a boat in the rating tank, are also examined.

In the paper are also described the experiments to find the error of sounding with a suspended weight in deep and rapid water, and a table of corrections to the apparent depths is given for different velocities.

Most of the discharge measurements depend on velocity observations at half depth only and consequently involve the use of a conversion factor to reduce half depth velocity to mean velocity. The experiments and results to determine this factor are also given.

Some description is given of the methods of computing, recording and tabulating of the thousands of observations and the employment of gauge discharge curves for computing discharges.

The importance of hydrological records taken over a long period could not be overemphasized. They form the essential basis of projects for the utilization of a river. A re-

In collaboration with H. K. Khalil (B.Sc.) and M. F. Taha (B.Sc.)

Technique of planning.

Right from the very beginning, the problem of priorities will certainly impose itself on those who are planning development projects. In U.A.R. we had to adopt a new method based on quantitative terms in order to determine the importance of each project in relation to other projects. The method can be applied by any other country giving that the weight of each element in the priority system should be decided upon according to the economic conditions of each country.

In this respect also, the State has provided a study form for the economic and technical evaluation of industrial projects.

Marketing.

It is quite natural that a developing country will face difficulties in foreign markets as the newly-produced articles have to compete in quality and in price, with highly established products and, in many cases, of world-wide reputation. Even local marketing may be also difficult as the local consumer may be reluctant to switch over from goods he has been accustomed to use since so many decades to local products quite new to him. In addition, the prices of local products may be higher than those of the corresponding imported ones.

In many cases, it may be necessary to impose restrictions to divert the consumer's preference from imported to local products.

Inflation.

Development programmes are usually accompanied by tendencies for inflation. Care must be exercised that the monetary policy should be wise and elastic enough to face inflationary effects since the existence of inflation increases the burdens of development and raises its costs.

Rigidities and institutional factors.

Institutional factors inherited since so many centuries may become a serious problem.

The elimination of rigidities which prevail the domaine of business is also an important factor. Work procedures, in all sectors, should be adapted to the requirements of industrial development.

Naturally, planning is required in economic societies of limited resources. This planning may impose certain restrictions on individuals in various domains. However, such restrictions should be endured by individuals in order to attain the ultimate objectives of economic development.

Developing countries are in persisting need for foreign aid whether financial or technical. Highly developed countries should not hesitate to offer this aid since by such cooperation, the developed countries will contribute to the welfare of a great portion of world population.



SPECIAL FACTORS AFFECTING INDUSTRIAL DEVELOPMENT IN LESS DEVELOPED AREAS WITH SPECIAL REFERENCE TO U.A.R.

by

Y. EL-MOLLA, Ph.D.
Under Secretary of State,
Ministry of Industry, U.A.R.

SUMMARY

Industrial development is, no doubt, the goal of all developing countries and it must be so since it is the economic sector which gives the highest returns to the national income and to the standard of living. However, in planning and carrying out development programmes, the developing countries confront so many obstacles or limiting factors which restrict, more or less, the potentialities for development. Local conditions should be thoroughly studied and each factor should be properly weighed.

Limiting factors may be either external or local or they may be either economical or institutional. The major limiting factors are:

(a) The extent of the availability of raw materials ;

(b) Financing.

This is a decisive factor. The lack of foreign currency and the small size of savings are large obstacles. In developing countries the balance of payments surplus, in the early stage of developments, is usually inadequate for any important development programme.

Financing can be secured by the following means :

(a) imposing restrictions on importation ;

(b) welcoming foreign investment on basis of effective partnership ;

(c) resorting to loans and credit facilities.

There is no harm in resorting to loans and credit facilities on large scale so long as the projects are carefully studied and are established on sound economic bases, because successful projects can be self-financing in a few years. Long-termed loans are appreciated especially if they can be refund from the production of the development projects themselves.

Technical know-how.

The lack of local technical know-how is a problem that imposes itself on developing countries in the different stages of development (planning, execution and operation). The problem can be solved by getting foreign experts and technicians from those countries which supply the machinery and equipment. There is a sure benefit in having foreign experts since they can train local technicians who can, afterwards, execute similar projects.

Managerial capacities.

Contrary to technical experience, imported managerial capacities are not, in all cases accepted. This presents a very serious problem since managerial capacities are not easily acquired. However, arranging special training courses will be very useful in securing these capacities.

U.A.R. has taken vast steps towards establishing such facilities; direct wireless communications, of up to 18 telephone circuits and 27 telegraph circuits to the most important international centres, are ready now to serve as a part of the proposed world-wide network. Moreover, a link between UAR and Crete, using a submarine cable, has been decided upon to be put in service shortly, to give access to the European Network through Italy-Crete link. On the other hand, steps have been taken to connect UAR to Libya beside the existing connection to the Sudan.

Regional Division of the African Continent into several regions will help in attaining the most economical solution for inter-african network. Howeverr by connecting the main centres of the different regions, which have, already the largest international communication capacities, the problem of attaining a world-wide network can be simplified with a corresponding reduction in the expenses of such a network.

The number of circuits in each connection should be determined according to a planned schedule to serve the whole area. However, in the early stages of the network development, through connection on the basis of a pre-group transmission, should be considered, necessitating a new design for giving such facility.

Recommended methods for call distribution in international networks:

International call distribution to and through UAR network will be considered on the basis of giving the minimum operating time for call establishment for all African countries so that minimum number of circuits and consequently minimum invested capital could be realised. However this may deviate from the recommended methods now adopted for such connections. These new recommendations must also be extended to include methods for increasing the interworking speed between Latin and non Latin teleprinters.

Determination of the minimum call tariff, aiding in the development of African Countries:

Minimum call tariff results in increasing the bulk of traffic and consequently in approaching a well-developed standard of living for the non-developed countries. However, the determination of this minimum value necessitates the full cooperation between the different countries for building up the most efficient network.

Accepted transmission limits for Non-Latin Languages and their relation to the existing limits for Latin Languages:

The transmission standards for Latin Languages are taken as the deciding factors in the planning of international networks and the design of telecommunication equipment. No trials have been made till now for determining the extent to which these plans and standards are applicable to the transmission of Non-Latin Languages. On the other hand, a recent trial for determining the transmission standards for the Arabic language has been made in UAR. The result of this trial shows that the power is distributed over a wider band of frequencies, while the average speaker volume is somewhat higher than in case of Latin Languages. This has to be followed by many trials for the other Non-Latin languages. All these trials will help in giving recommendations for accepted standards for these languages without sacrificing with the use of the existing telecommunication equipment.

THE EXTENSION OF THE INTERNATIONAL TELECOMMUNICATION NETWORK

by

M. M. RIAD, Ph.D.

Director General, Telecommunications Organization, UAR.

SUMMARY

Economic factors influencing the building up of national networks as regards their extension as to be part of the international circuits.

The adoption of any one of the well-known methods of telecommunication is widely dictated by the financial position in the country itself as regard the sum of money to be invested on such projects. However, consideration of other factors such as expected social and industrial revolutions, gained through international connection with other countries, should be taken into account. Although the building up of any national network is greatly governed by the growth of traffic within the country itself, yet the expected extension of such a network for international calls may require a complete revision for its design and construction.

The development of UAR national network since 1952 till 1962 from 5.8/1000 to 7/1000 with the corresponding expected increase to 11.3/1000 in 1965 and 30/100 in 2000 can be taken as a basis for expanding national networks in under-developed countries. The expected growth is taken to be exponential with an index higher than the index of expected exponential growth of the population, with an indices ratio of approximately 2.2 which is based on actual figures within the last 10 years, the expansion of the network can follow the plan of doubling the national income every ten years. However, in applying such a method, accurate statistics of the conditions now prevailing in such non-developed countries must be known to help in giving recommendations for the schemes to be applied as well as the facilities which should be offered by nearby more-developed countries. Moreover rapid and large development of the international network can be achieved by the use of telegraph communication, based on the "Star Network" method.

U.A.R. realising its role in the development of an interafrican network as well as a worldwide network, have taken huge steps in establishing telephone industry for telephone sets and for telephone conductors and cables, with a yearly initial capacity of 15000 lines, 20000 sets, 8000 kms and 20000 tons respectively. These quantities will be doubled in the next year to cover the needs of UAR as well as any other African country. Further, UAR has equipped the central research laboratory with the latest measuring and testing equipment needed for confirmation of purchased equipment and materials with CCITT recommendations as well as for solving technical problems encountered during service. Besides, UAR has paid great attention for training engineers and technicians, in the different field of telecommunications. The training centre is ready to accept, yearly, 1500 students, this number can be increased in the near future.

Development of the UAR network to serve as an international link between the African and European countries :

(b) Regional broadcastings : to fulfil special regional services, such as the need to develop the culture and traditions particular to the region, to raise its social and economic standards. Such a broadcasting may also be necessary due to language differences, geographic or social factors or the existence of a reserve of artistic and cultural energies particular to the region.

V. Radio and Television Programme Planning:

Planning should mainly consider :

(a) Response to the wishes of the various categories and levels of listeners.

(b) Development of the political, national, social, health, religious and professional awareness of the listeners.

(c) Acquainting listeners with past achievements and present development.

(d) Combating harmful habits and wrong traditions.

(e) Allotment of fixed weekly programmes for special categories of listeners, for women, youth and children to meet their special requirements and needs.

(f) Presenting programmes in an attractive form.

VI. The Economic Side of Broadcast Planning:

Commercial broadcasters cover their expenses and ensure profit through advertisements. Public broadcasters either get their expenses from the state or from listeners paying yearly or monthly fees. A simple system adopted in UAR is income through indirect taxation by addition of a small duty to the charges collected on domestic consumption of electricity.

VII. The Pooling of Artistic and Cultural Production for Broadcasting Services :

Broadcasting material should be driven from local arts and the literary heritage of people.

Periodical meetings of consultive committees to decide on variations and renovations should avoid boring repetitions. Production must include arts and all intellectual works all over the state. Regional broadcasting are fundamental in delineating the characterising traits of the people's arts and culture.

VIII. International Relations between Broadcasting Organizations :

(a) International linkage of Broadcasting Networks : is useful from the social and economic sides. It is most suitable between countries forming geographic unit.

(b) Broadcasting Unions : help in technical cooperation, exchange of experience, exchange of programmes and training of personnel.

(c) Cultural Agreements : Stipulates exchange of programmes, experience, artistic troupes, visits and delegation.

(d) Training Centers : Train personnel from various broadcasters to enable them to perform their functions perfectly. This creates an atmosphere of cooperation, understanding and confidence between these broadcasters.

BROADCASTING AND TELEVISION POLICIES

by

SALAH AMER, B.Sc.

General Director, UAR Broadcasting and TV Establishment

SUMMARY

I. Introduction :

Broadcasting is a wide field by means of which millions of persons can be linked, by voice, sound or picture. In developing countries it plays an important and essential role in the development of human awareness.

II. Different World Trends in the Use of Broadcasting :

Some broadcasting systems are founded on a commercial basis whch is advertising various products. The main objection to such a system is that it has the greatest interest in attracting listeners and therefore entertaining programmes will mostly over-run the educational and guidance programmes mostly needed in developing countries.

Partial commercial use of broadcasting by "Public Organisations", indicated that material income is not of significant importance.

III. The Broadcasting System Suitable to the Needs of the Developing States :

A successful broadcasting system in a developing state should work :

(a) to link the government with society;

(b) to raise the standard of the individual and give him access to internal and external knowledge, to link him with the surrounding civilised life.

The proper organisation of such a system should ensure close contact of its high administrative authorities with the high governmental circles, in order to be in constant contact with the motive and directive force of the state in its developing state.

It is necessary to seclude the broadcasting organisation from complications and formalities which restrict rapid action.

Aspects of a proper constitution for broadcasting work should include :

(a) Strengthening of cooperative and national feeling.

(b) Propagation of culture in popular environments and persuance of artistic and cultural activity among intelligentsia.

(c) Treatment of social problems and encouraging people to uphold moral and spiritual values.

(d) Raising the standards of various arts.

(e) Acquainting the people with the best achievements of human civilisation.

(f) Enlightening public opinion with internal and external news.

(g) Acquainting the outside world with the various local trends of thought and political trends.

(h) Entertainment.

IV. The Suitable Broadcasting Planning for Social and Geographic Conditions :

Comprehensive broadcasting planning should include—

(a) A general broadcasting network, broadcasting in the main language spoken by the people;

SUMMARIES OF RESEARCHES INTRODUCED BY U.A.R. COMMITTEE IN SCIENTIFIC AND TECHNOLOGY CONFERENCE HELD AT GENEVA (1963)

NEW SYSTEMS OF VOCATIONAL TRAINING AND APPRENTICESHIP

by

ALY SHOEB, Ph.D.

Director, University of Alexandria

SUMMARY

A developing country is defined as one that has its economy based on the export of raw material or semi-finished goods and whose manpower resources have not acquired the skills to enable them to improve their standard of living through manipulative skills.

A developing country facing many avenues of development has an important decision to make in listing the priorities. It is suggested that the most important field of development which should receive first priority is the development of manpower resources by training and education. This Course was followed by the United Arab Republic.

A certain percentage of the capital to be invested in each five year plan was set aside for training human resources. The absence of an industry to undertake the training made it necessary to throw most of the load on vocational schools and training centers. An institute for instructor training was established and it is the only one of its kind in the middle east.

The training plans included agricultural workers who form the greater part of the 6½ million labour force of the UAR and the greatest drive was made to change the mental attitude of the people towards manual work.

The methods adopted were to rely on a fair standard of general education. Education in the U.A.R. is free up to and including University Education. Practical training in Vocational schools was emphasized. And attention was given to the purchase of suitable equipment and the full utilisation of such equipment. Vocational schools work on two shifts 8 a.m. to 9 p.m. Each vocational agriculture school annexed a farm of not less than 20 Hectares.

The number of students rose from 18,000 to 100,000 in 10 years and number of vocational schools from 23 to 180.

The cost of training one student is L.E.65 yearly. The total investment in the training and education in the last 5-year plan was L.E.35.5 million.

Some of the difficulties met in this training scheme in the United Arab Republic were first of all the desire of all parents to have their children follow a course of education up to a University degree. Then there was the great difficulty of providing the instructors and the absence of technical books in Arabic.

The Specialized agencies of the United Nations have come to the aid of the U.A.R. in its training schemes by providing experts and scholarships and by designing suitable curricula as well as text-book copy rights.

Through bi-lateral aid also it has been possible to train as many as 2000 men a year abroad.

The evaluation of the scheme after 8 years has revealed that the time factor is the greatest handicap, that development is an accelerating process and initial provisions may become soon very inadequate, that industry must eventually step in and under-take the greater part of the training.

EDITING COMMITTEE

INFORMATION

- The editors welcome for publication engineering researches and articles as well as discussions on any material appearing in this periodical.
- This periodical does not hold itself responsible for the opinions expressed in it.
- Any material intended for publication must be sent to the Secretarial at either of the addresses of the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria.

SUBSCRIPTIONS

All members if the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria are ipso facto subscribers of this periodical.

Subscription for engineers P.T.60 per annum.

Subscription for others P.T.150 per annum.

Subscription per part 15 P.T. for Engineers.

HEAD OFFICES

Cairo : Egyptian Society of Engineers,
28, Ramses Avenue, Cairo. Tel. 52106.

Alexandria : Society of Engineers,
66, Nabi Daniel St., Alex. Tel. 22222.

ADVERTISEMENTS

Sole agents for advertisements to be inserted in this periodical :

Moassasset Misr for Printing and Publication,
14, Zaki Str., Tawfikieh, Cairo.
Tel. 51601.

THE PROCEEDINGS
OF THE ENGINEERING SOCIETIES

QUARTERLY SCIENTIFIC PROCEEDINGS

ISSUED BY

ENGINEERING SOCIETIES AT CAIRO AND ALEXANDRIA

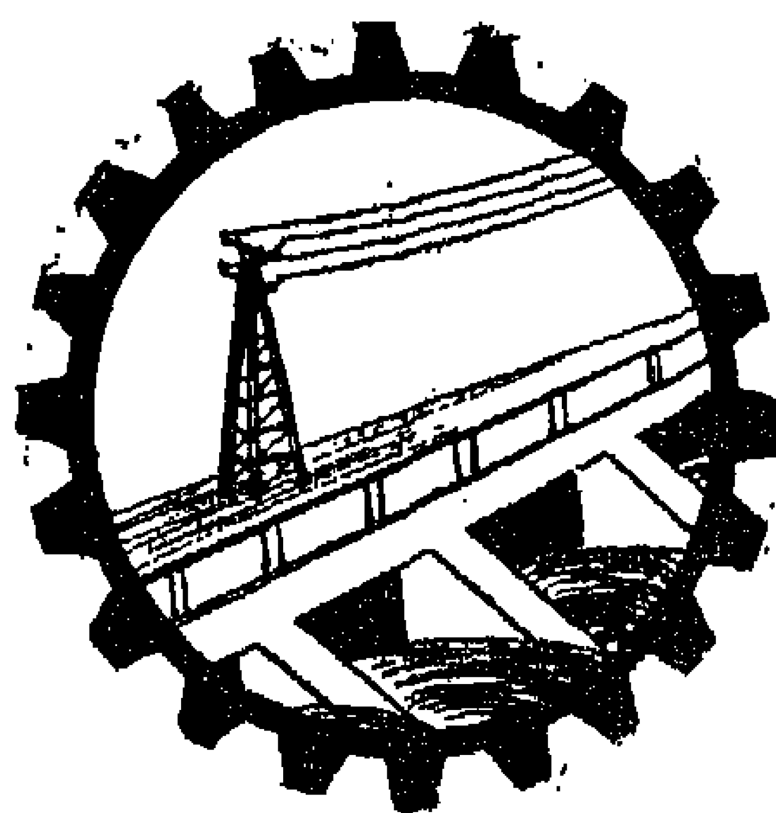
VOL. II — No. 2 — APRIL 1963

CONTENTS

ENGLISH SECTION

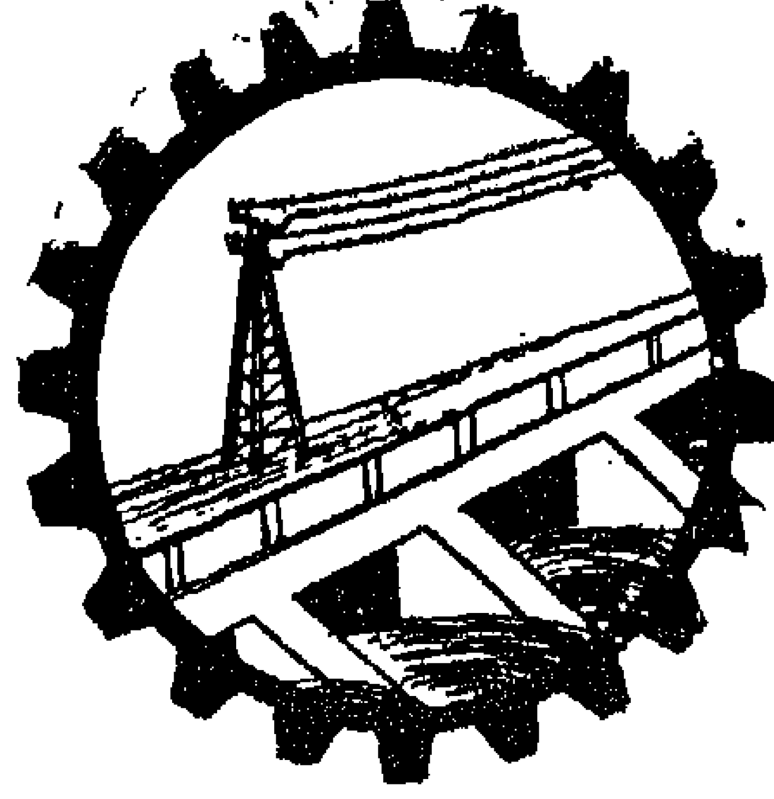
ARABIC SECTION

"Mondial" Press—Cairo.



THE PROCEEDINGS OF THE ENGINEERING SOCIETIES U.A.R.

APRIL 1963
Vol. II
No. 2



مجلة

جمعيات المهندسين

ج.ع.م

العدد الثالث المجلد الثانى يوليو ١٩٦٣

المطبعة العالمية ١٦ و ١٧ ش ضريح سعد بالقاهرة

مجلة
جمعيات المهندسين
ج.ع.م

مجلة علمية هندسية — تصدرها كل ثلاثة شهور
جمعيتا المهندسين بالقاهرة والاسكندرية

السنة الثانيــة | العدد الثالث | يوليــو ١٩٦٣

محتويات هذا العدد

القسم العربى

صفحة

القسم الافرنجى

بيانات

مقر المجلة :

بالقاهرة

جمعية المهندسين المصرية

٢٨ شارع رمسيس بالقاهرة

تليفون ٥٢١٠٦

بالاسكندرية

جمعية المهندسين بالاسكندرية

٦٦ شارع النبي دانيال بالاسكندرية

تليفون ٢٢٢٢٢

الاشتراكات :

- جميع أعضاء جمعيتي المهندسين بالقاهرة والاسكندرية مشتركون في المجلة بحكم عضويتهم

لغير الأعضاء :

الاشتراك السنوي

للعدد الواحد	للهيئات	للمهندس
ص ١٥٠	ص ١٥٠٠	ص ٦٠

- ترسل البحوث والموضوعات والتعليقات إلى أمانة التحرير بأحد مقرى جمعيتي المهندسين بالقاهرة والإسكندرية .
- ترحب المجلة بما يرسل إليها من بحوث وموضوعات هندسية وأي تعليقات علمية للمناقشة
- المجلة غير مسئولة عن الآراء التي تنشر وتعبر عن رأي كاتبها فقط

الإعلانات :

- مؤسسة مصر للطباعة والإعلان والنشر

١٤ شارع زكي بالتوفيقية - القاهرة تليفون ٥١٦٠١

لجنة التحرير

استعمال بلاطات قشرية سابقة الصب
وذات انحناء فى الاتجاهين للأسقف

للدكتور المهندس أمين غالى

أجريت التجارب الخاصة بهذا البحث بمعمل أبحاث الخرسانة التابع لقسم الهندسة الانشائية بكلية الهندسة ، جامعة القاهرة . وقد قام الأستاذ الدكتور محمد هلال رئيس القسم بالاشراف على إجراء التجارب ومتابعة البحث من نواحيه المختلفة . وقد اشترك فى إعداده وقد كان لتوجيهه الفضل فيما وصل إليه .

١ — الموضوع :

تصرف الدولة سنوياً الأموال الطائلة لتهيئة المسكن الشعبي المناسب للملايين الفلاحين والعمال الذين حرموا هذا خلال الأحقاب الماضية . وكان من واجبنا كمهندسين أن نبحث عن أرخص الوسائل لبناء هذه المساكن حتى تتمكن الدولة من السير قدماً فى مشروعات الإسكان الشعبي بكافة ملحقاتها من جمعيات تعاونية وأسواق ومخازن ومدارس ونوادي . . الخ . وهذا البحث هو مساهمة منا نحو هذا الهدف إذ نقدم طريقة رخيصة وسهلة لعمل الأسقف ، يمكن استخدامها فى القرى والمدن على السواء دون الحاجة إلى معدات أو خبرة خاصة .

٢ — الملخص :

سنقدم فى هذا البحث ملخصاً لنتائج الاختبارات التى قمنا بها على وحدات من البلاطات القشرية للتأكد من صلاحيتها للاستعمال فى الأسقف بصفة عامة فى بلادنا ، وللوصول إلى طريقة سهلة لصبها وتركيبها .

سنصف الشكل العام للبلاطات المستعملة والسبب فى إختيار هذا الشكل ، ثم سنبين طريقة بسيطة للحصول على السطح القشرى المطلوب فى سهولة تامة دون الحاجة إلى شدات معقدة وباستعمال نسبة ضئيلة جداً من حديد التسليح .

وبعد هذا سنقدم مثالين لنبين الطريقة التى يمكن بها استعمال وحدات قشرية جاهزة الصب ، وذلك لسقيفة مرتكزة على أعمدة ولسقف غرفة مرتكزاً على حوائط من الطوب .

وفى النهاية سنقارن بين كميات المواد اللازمة لعمل المتر المسطح من هذه الأسقف وبين الكميات المناظرة فى سقف عادى مكون من بلاطة وكمرات من الخرسانة المسلحة لبيان مدى الوفر الذى يمكن تحقيقه .

٣ — المقدمة :

اخترنا السطح القشرى لهذه البلاطات بحيث تكون جميع الاجهادات فيه إجهادات غشائية ومتساوية وسالبة

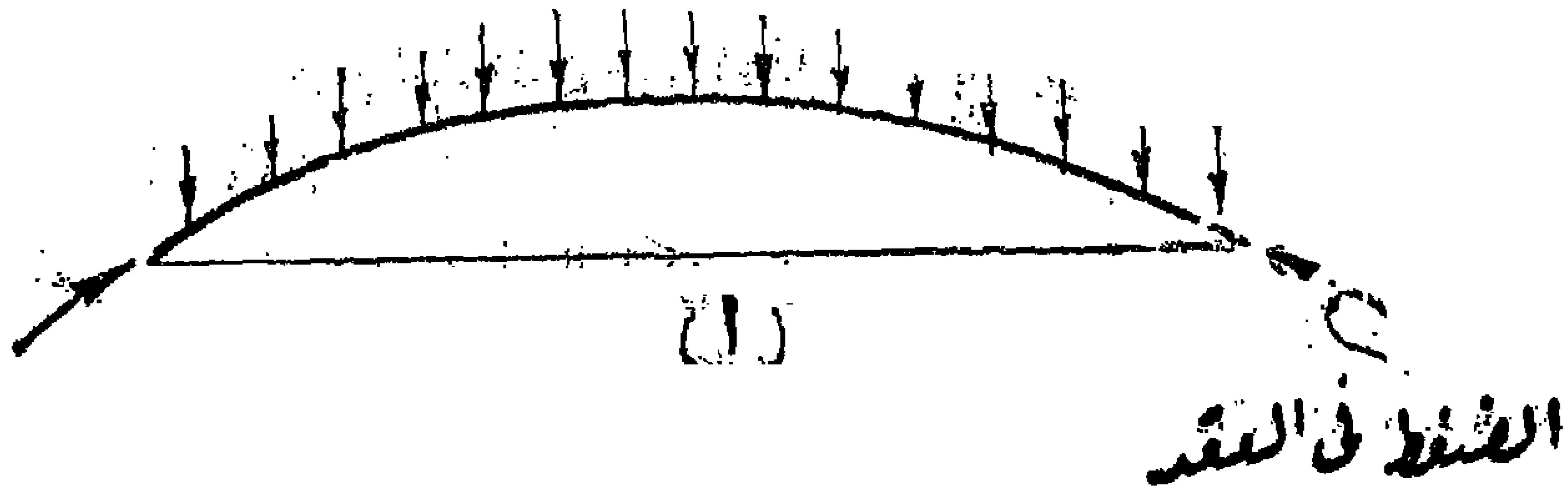
(أى ضغط) وبذلك يمكن الاستغناء عن التسليح فى القشرة كلية وعملها من الخرسانة بدون أى تسليح .

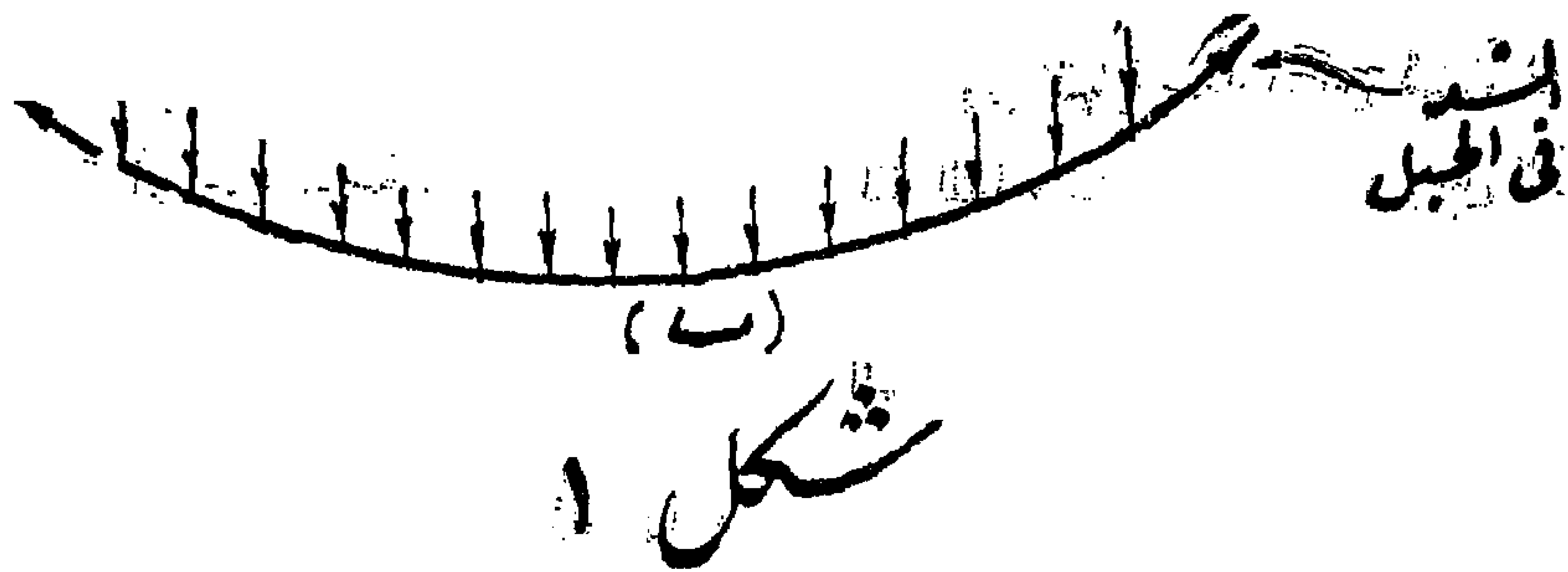
ليس لهذا النوع من القشريات اسم محدد ولكن بعض المشتغلين فى هذا الموضوع اسماه باسم Funicular Shells وسنسميها فيما يلى بالقشريات الحبلية .

من المعروف أن العقد على شكل قطع مكافىء Parabolic Arch هو أنسب الأشكال لتحمل حملا موزعا على خط مستقيم وذلك لأن محور العقد ينطبق على خط الضغط Line of Pressure وتنعدم عزوم الانحناء فى جميع نقط العقد (شكل ١ — ا) . كما أننا لو تصورنا حبلا محملا حملا منتظما (شكل ١ — ب) . فإن الحبل سيأخذ شكلا مشابها ولكن مقلوبا ويصير الحبل مشدودا فى جميع نقطه دون عزوم انحناء بطبيعة الحال .

وبالمثل لو تصورنا غشاء مرنا مشدودا على فتحة ولتكن مربعة محددة بأطار كالمبين قطاع فيه (بالشكل ٢ — ا) . ثم ضغطنا الهواء من فتحة أسفل هذا الغشاء فسينتج عن هذا السطح المقوس المبين فى الشكل ٢ — ب وسيكون الغشاء فى هذه الحالة مشدودا فى جميع نقطه بدون أية عزوم . ويكون هذا السطح مشدودا إلى جوانب الفتحة . ولو اخترنا سطحا خرسانيا بنفس الشكل فسيكون تحت تأثير وزنه محملا إلى أسفل بحمل موزع مناظر لضغط الهواء (تقريبا) ولكن فى اتجاه مضاد . فنتوقع أن تكون الاجهادات مماثلة لما هو فى الغشاء المرن ولكن بإشارة عكسية . أى أن جميع السطح سيكون مضغوطا وجميع الاجهادات غشائية دون عزوم .

استرعى هذا السطح القشرى إهتمام الكثير من الباحثين فى السنوات الأخيرة فى دول مختلفة ، ونشير على وجه الخصوص لما قدم فى المؤتمر الدولى لأبحاث المنشئات القشرية الذى عقد فى دلفت ، هولندا فى أغسطس سنة ١٩٦١ (١) . وقد أقيمت عدة منشئات استعمل فيها هذا السطح لتغطية بحور كبيرة تتراوح بين ١٥ — ٥٨





شكل ١

بين عقد وحبل مشدود محمل حملا منتظما

(١) Proceedings of the Symposium on Shell Research, Delf, August 30-September 2, 1961 North-Holland Publishing Co., Amsterdam.

الشروخ خفيفة الوزن قوية تحمل أوزاناً كبيرة ، ويمكن استعمالها فى الأسقف بتركيبها متجاورة فوق كمرات ثانوية لتعطى المساحة المطلوبة .

هذا وقد عملت بعض الأبحاث فى السنوات الأخيرة على مثل هذه الوحدات فى الاتحاد السوفييتى وكذلك فى الهند حيث استعملت وحدات قشرية مماثلة فى مشاريع الإسكان عندهم .

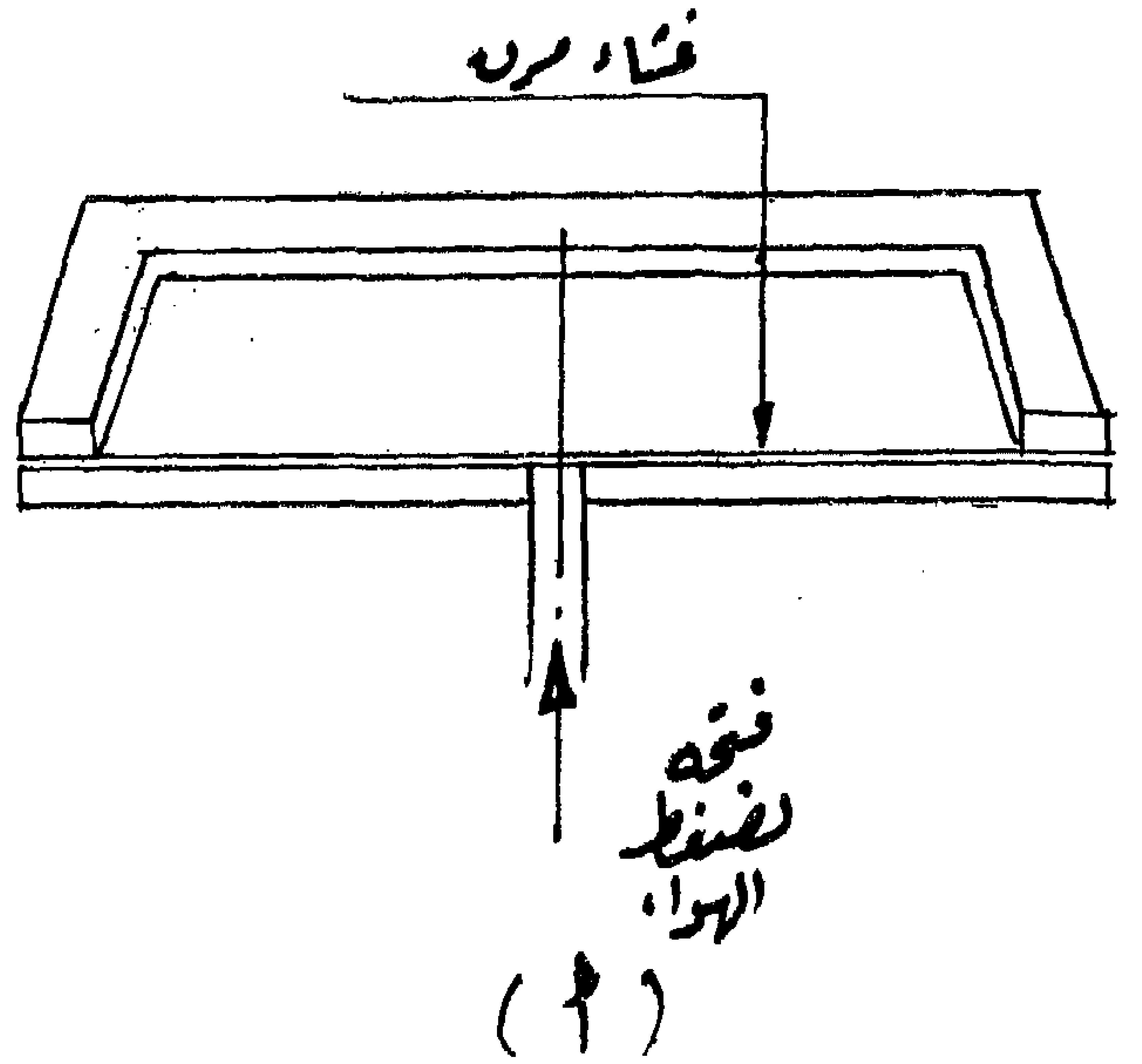
٤ — عرض للتجارب التى أجريت :

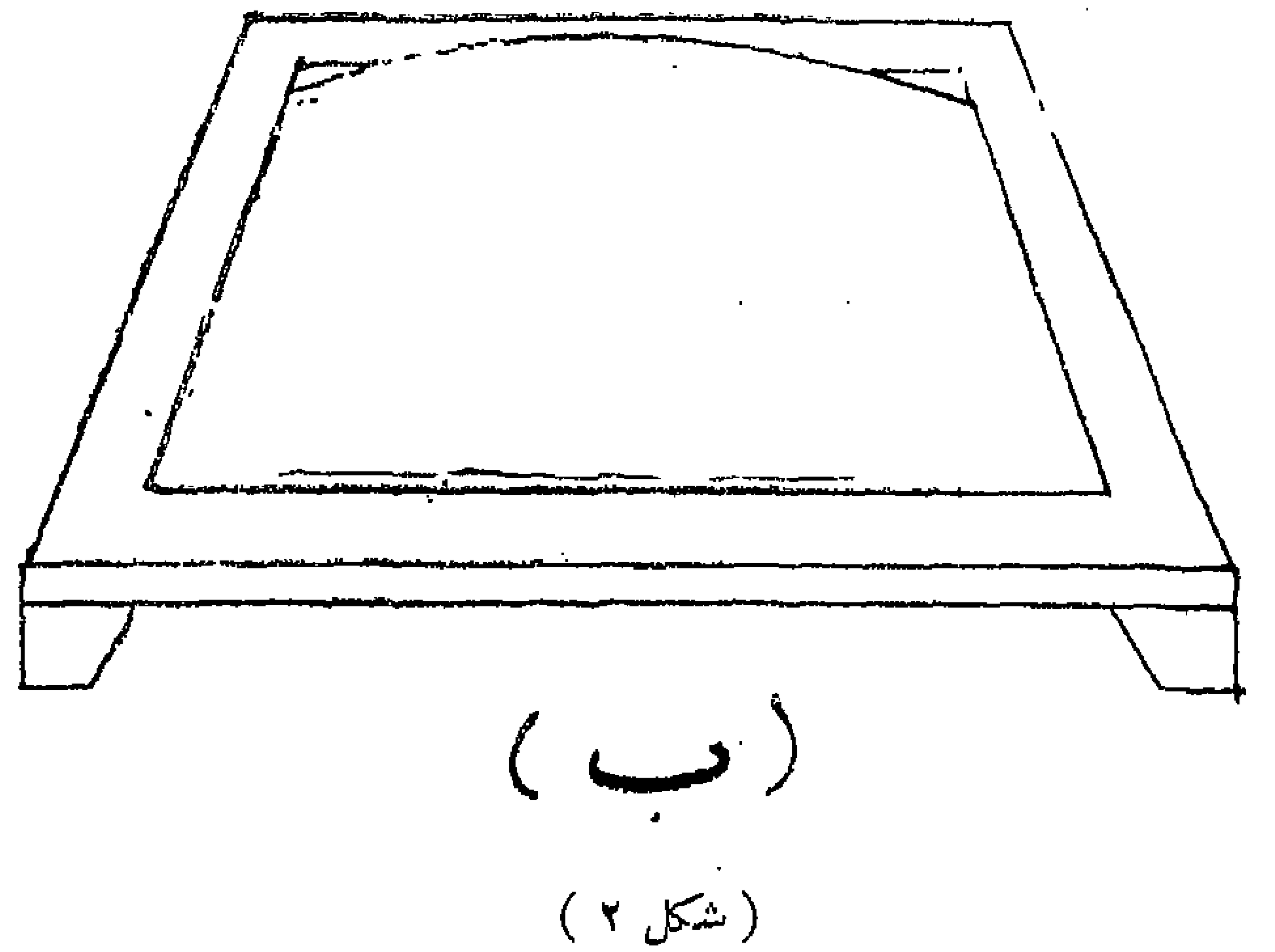
بدىء فى هذه التجارب عام ١٩٦٠ حيث اختبرت وحدتين مقاس ١٣٠ × ١٣٠ سم (شكل ٣) وفيها سمك القشرة ٢٫٥ سم من خرسانة عادية بدون تسليح وكمرات الحافة بأبعاد ٥ × ٧ سم مسلحة بسيخ واحد فى وسطها قطر ½ بوصة فى الوحدة الأولى وقطر ⅜ بوصة فى الوحدة الثانية . والحديد المستعمل من النوع العادى (حديد ٣٧).

(أ) طريقة الصب والاختبار :

يبين الشكل ٤ مع مجموعة الصور بالشكل ٥ طريقة الصب التى استعملت . والشدة عبارة عن إطار من الخشب مقاسه من الداخل ١٢٠ × ١٢٠ سم .

شد فوقه باليد قماش متين . وقد كان القماش المستعمل من القطن من النوع الذى تعمل منه قلوع المراكب . ووضع الإطار حول أرضية خشبية مقاس ١١٩ × ١١٩ سم بحيث ارتكز القماش فوق السطح العلوى للأرضية . ثم ثبتت حافة خشبية بارتفاع ٢٫٥ سم وتم صب خرسانة القشرة داخلها وسويت جيداً بعد الصب مباشرة . وقبل شك الأسمنت قمنا برفع الإطار والخرسانة فوقه عن الأرضية الخشبية وأصبحت بذلك خرسانة القشرة محملة على القماش ثم ثبت الإطار فى الوضع المرفوع وتركت الخرسانة لتتصلب وهى فى هذا الوضع متخذة السطح الحبلى وبالتقويص المطلوب (شكل ٦) . وفى اليوم التالى ثبتت



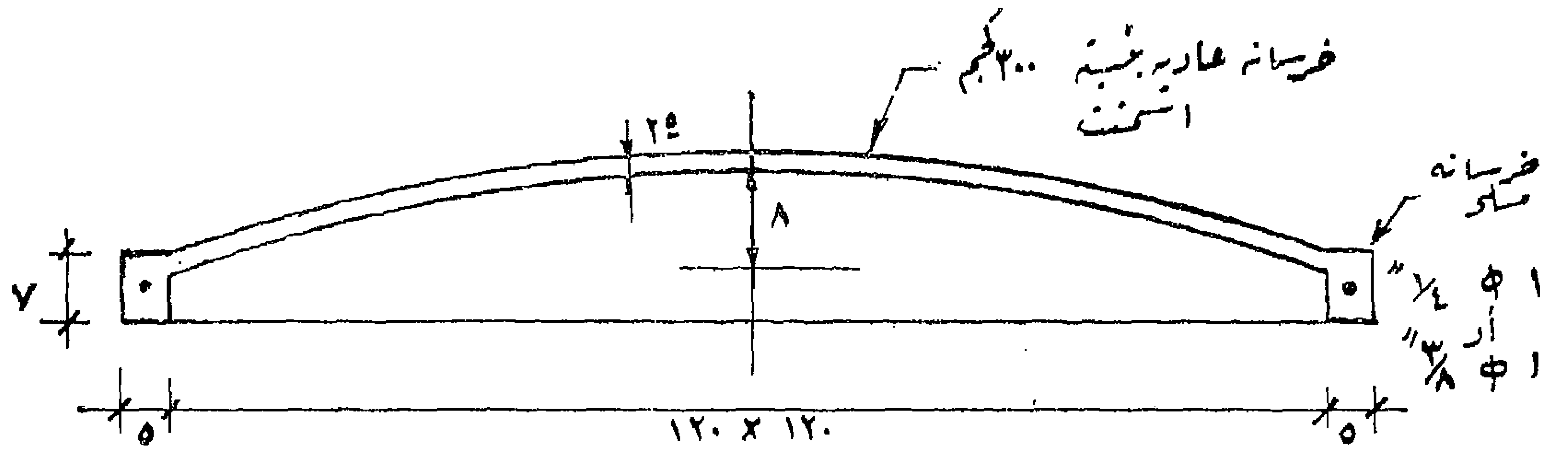


(شكل ٢)

كروكى لجهاز ايضاحى للسطح القشرى المختار
الرسم يبين غشاءاً مرناً مشدوداً على إطار مربع
وبضغط الهواء أسفل الغشاء يتشكل بالسطح المطلوب

متراً . وفى حالة البحور الكبيرة تستعمل فى العادة الخرسانة السابقة الاجهاد لمقاومة الضغوط الجانبية الكبيرة على الأحرف . ومن جهة أخرى لو عملت وحدات صغيرة حوالى ١٫٥٠ × ١٫٥٠ متراً لكانت الضغوط الجانبية صغيرة نسبياً ولأمكن مقاومتها بكمرة صغيرة لا تعدو أن تكون تقوية بسيطة فى الحافة ويمكن فى هذه الحالة عمل القشرة بدون تسليح على الاطلاق . وبقليل من العناية بحفظ الخرسانة رطبة بعد الصب يمكن عمل وحدات خالية من

تجربة بلاطات قشرية بمعمل أبحاث الخرسانة
بكلية الهندسة - جامعة القاهرة



قطاع ا - ا

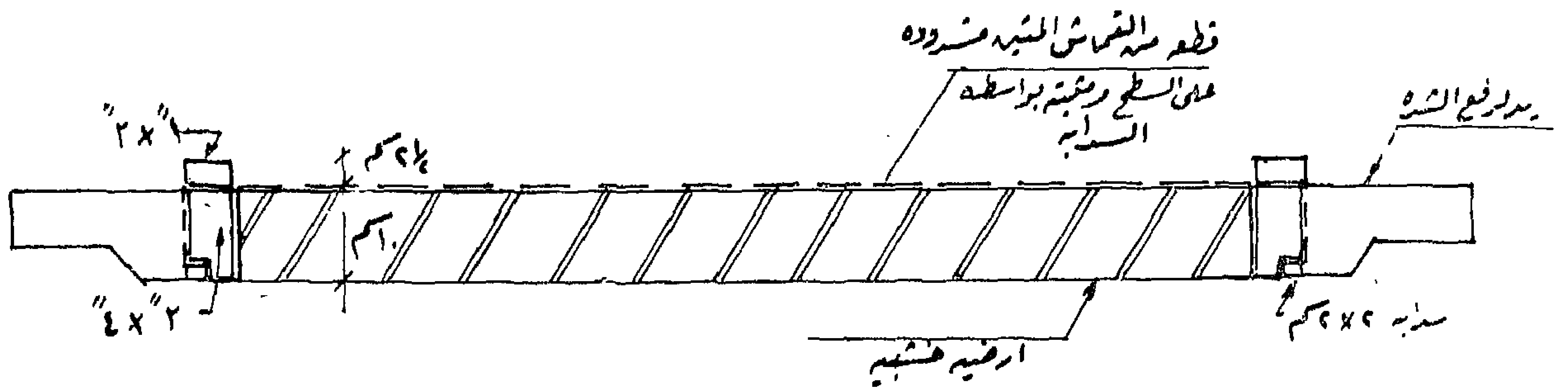
طرف رباط ٣٥ سم

١ ϕ ¼" (للبلاطة الاولى) أو ١ ϕ ⅜" (للبلاطة الثانية)

أ أ ٥ ٧ ٧ ٥ ٧ ٧ ٥

مسقط أفقي

شكل ٣



قطاع أ - أ فى الشده جاهزه لصب القشره فوقها

محور تماثل

½ سم خلوص

أ

أ

½ سم خلوص

١٢٠

٦٠

٦٠

مسقط أفقى للشده الخشبيه قبل تثبيت القماش

شكل ٤

الإطار الخشبى والقماش المستعمل فى صب الوحدات القشرية

جوانب كمرات الحافة ووضع سيخ التسليح وصبت الكمرات .

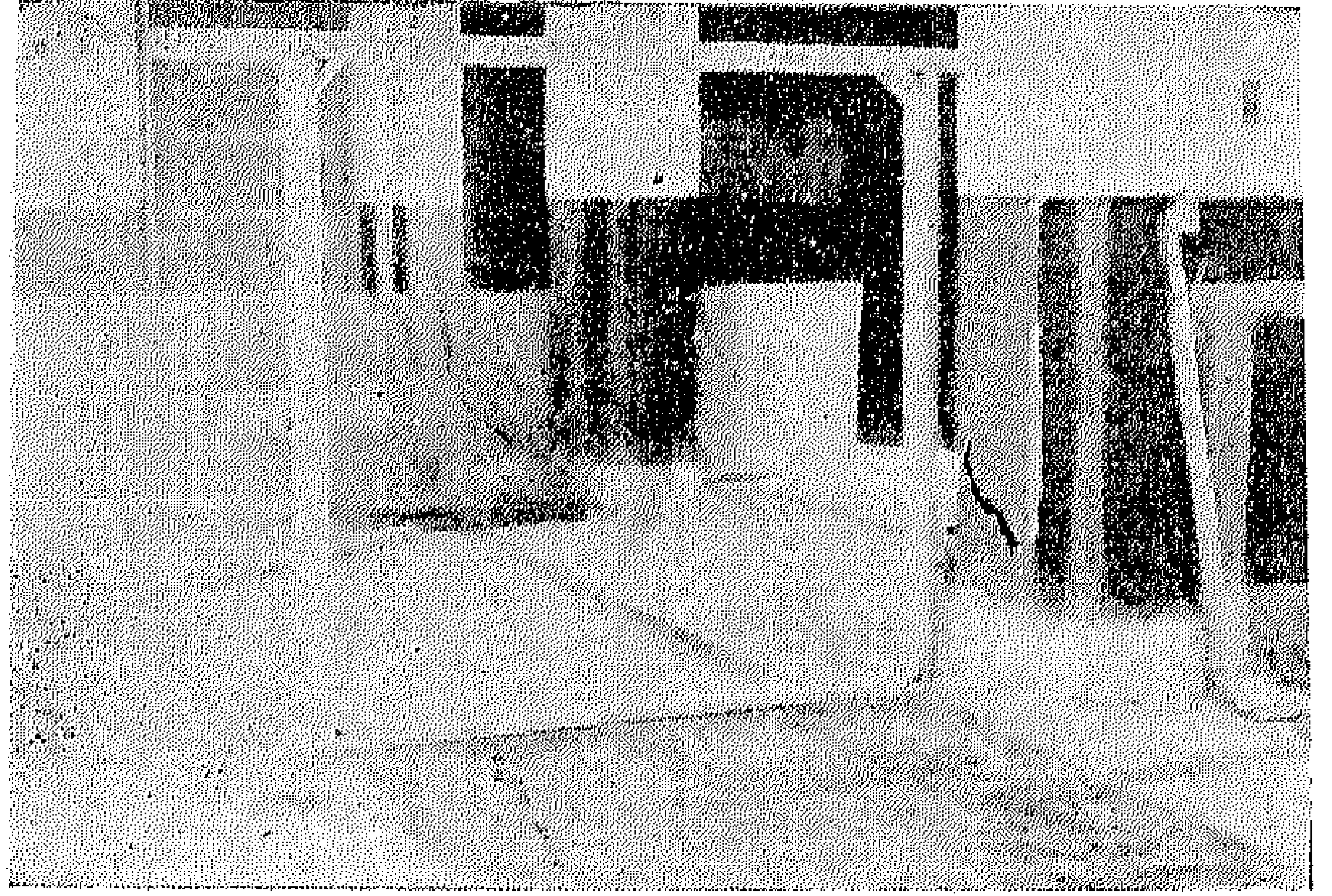
واستعمل فى صب الوحدتين خرسانة بنسبة ١٠كجم أسمنت إلى ٣٠ كجم رمل إلى ٤٠ كجم زلط (أصغر من ١٫٥ سم) إلى ٤٫٥ كجم ماء فى الوحدة الأولى وإلى ٥ كجم ماء فى الوحدة الثانية . وكان متوسط نتائج مكعبات الاختبار بعد ٢٨يوم ٤١٤ كجم/سم^{2} للاولى ، ٣١٦ كجم/سم^{2} للثانية . ونسبة الخرسانة المستعملة تناظر تقريباً النسبة المستعملة عادة فى أعمال الخرسانة المسلحة وهى ٠٫٨ م^{3} زلط : ٠٫٤ م^{3} رمل : ٣٠٠ كجم أسمنت .

وعند الاختبار وضعت الوحدة مرتكزة على أربعة أعمدة فى الأركان وحملت بطبقة من الرمل أضيفت فوقها بلوكات خرسانية . وكانت القراءات المأخوذة فى كل من التجربتين هى الترخيم الرأسى والأفقى فى وسط الكمرات والاستطالة فى جوانب وأسفل الكمرات وفى وسط البلاطة .

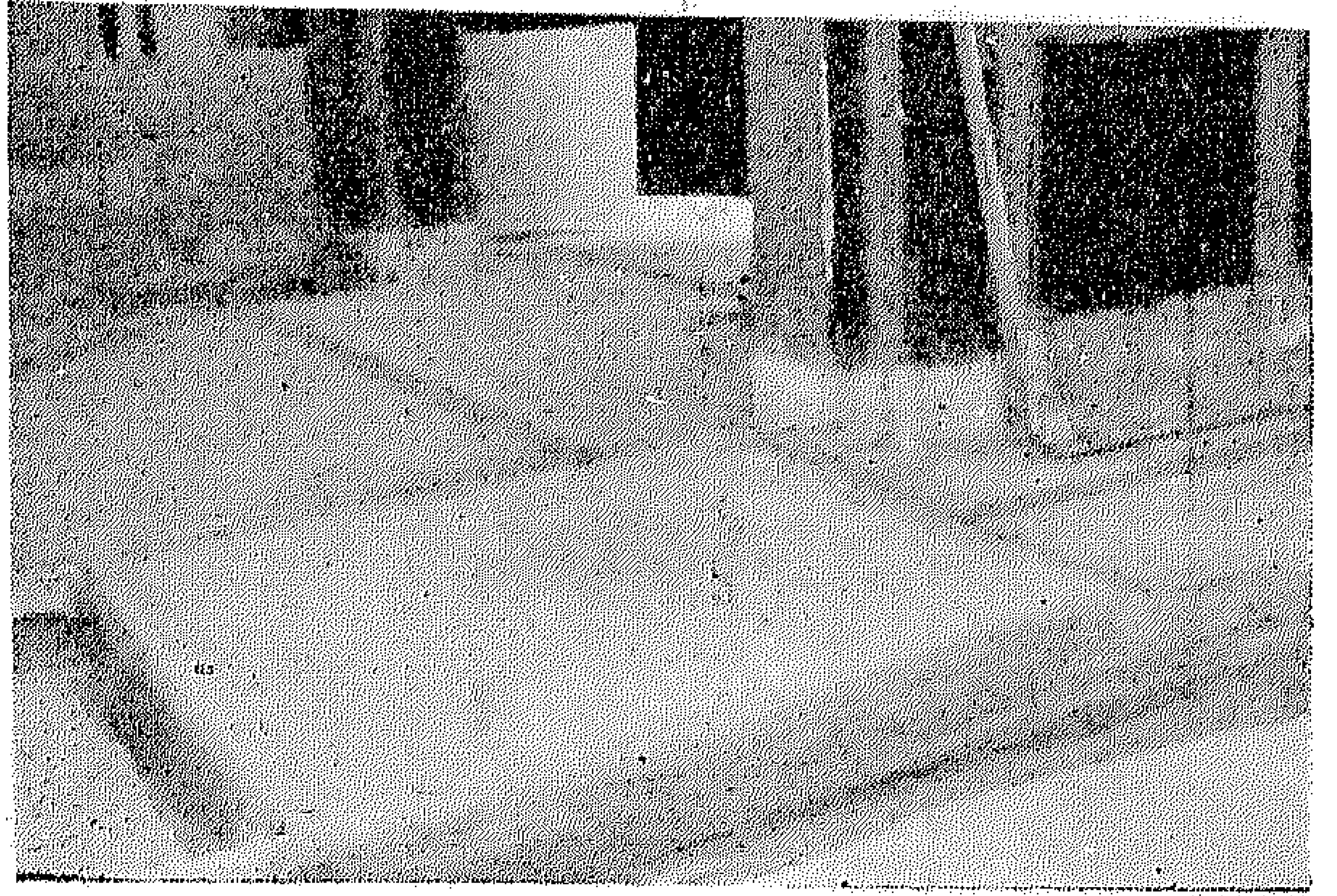
وتبين مجموعة الصور بالشكل ٧ البلاطة القشرية بعد الصب وبعد فك الجوانب الخارجية ، وكذلك منظر البلاطة بعد رفعها وقلبها فى وضع جاهز للاختبار ، وكذلك شكل البلاطة والأحمال فوقها . الإطار الخشبى الموضوع فوق البلاطة الظاهرة فى الصورة منفصل تماماً عن البلاطة وهو موضوع فى مكانه لحجز طبقة من الرمل استعملت فى التجميل .

(ب) نتائج الاختبار :

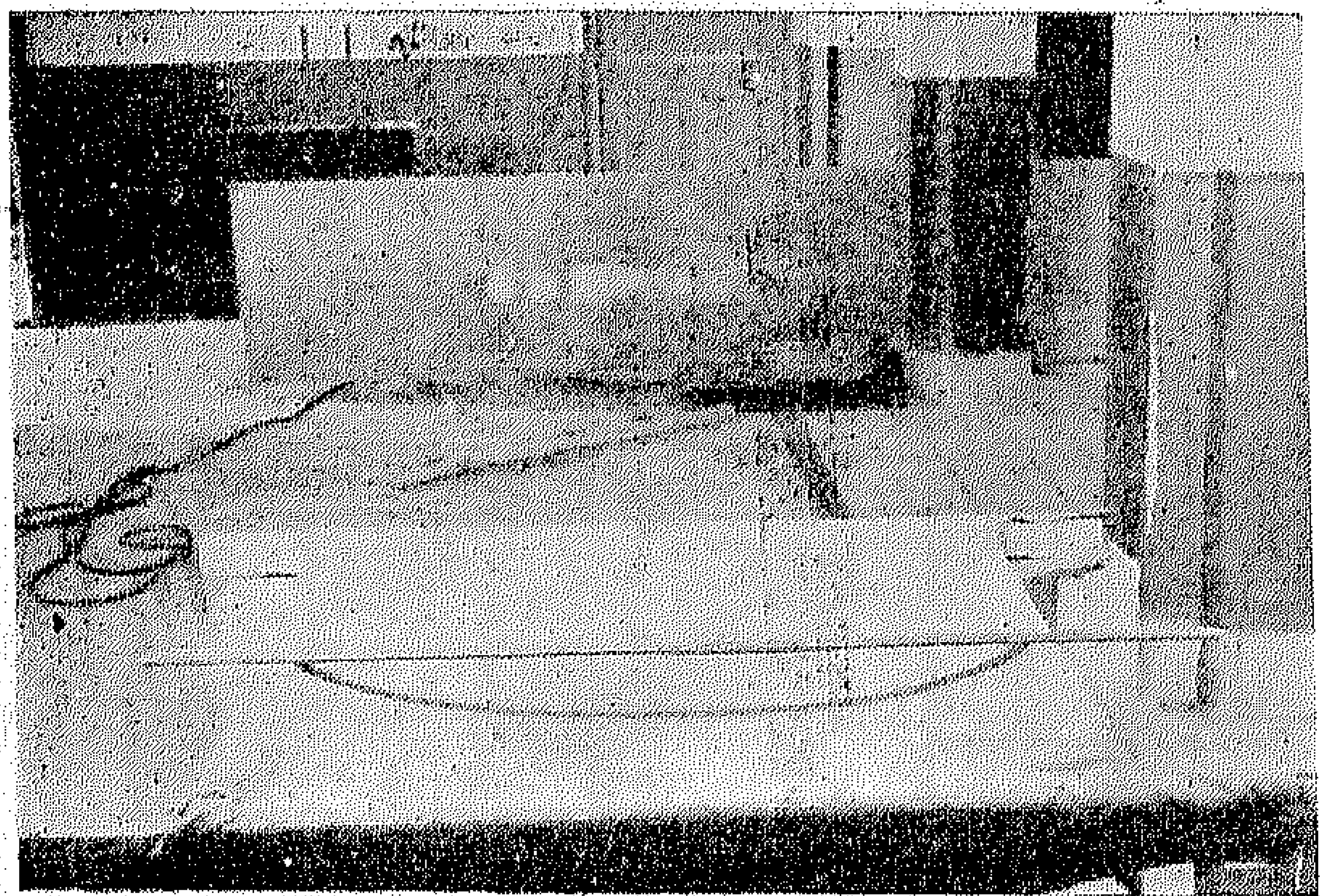
التجربة الأولى : بدأ ظهور الشروخ فى التجربة الأولى عند الحمل ١٢٠٠ كجم (أى عند حمل ٧٠٠ كجم/م^{2} بخلاف وزن البلاطة نفسها ٨٠ كجم/م^{2}) . وكانت الشروخ فى هذه المرحلة شعرية تبدأ عند الكمرات . أما القشرة نفسها فلم تظهر بها أية شروخ فيما عدا شروخ شعرية عمودية على اتجاه الكمرات وبجوارها وقد بدأت فى الظهور مع زيادة التجميل .



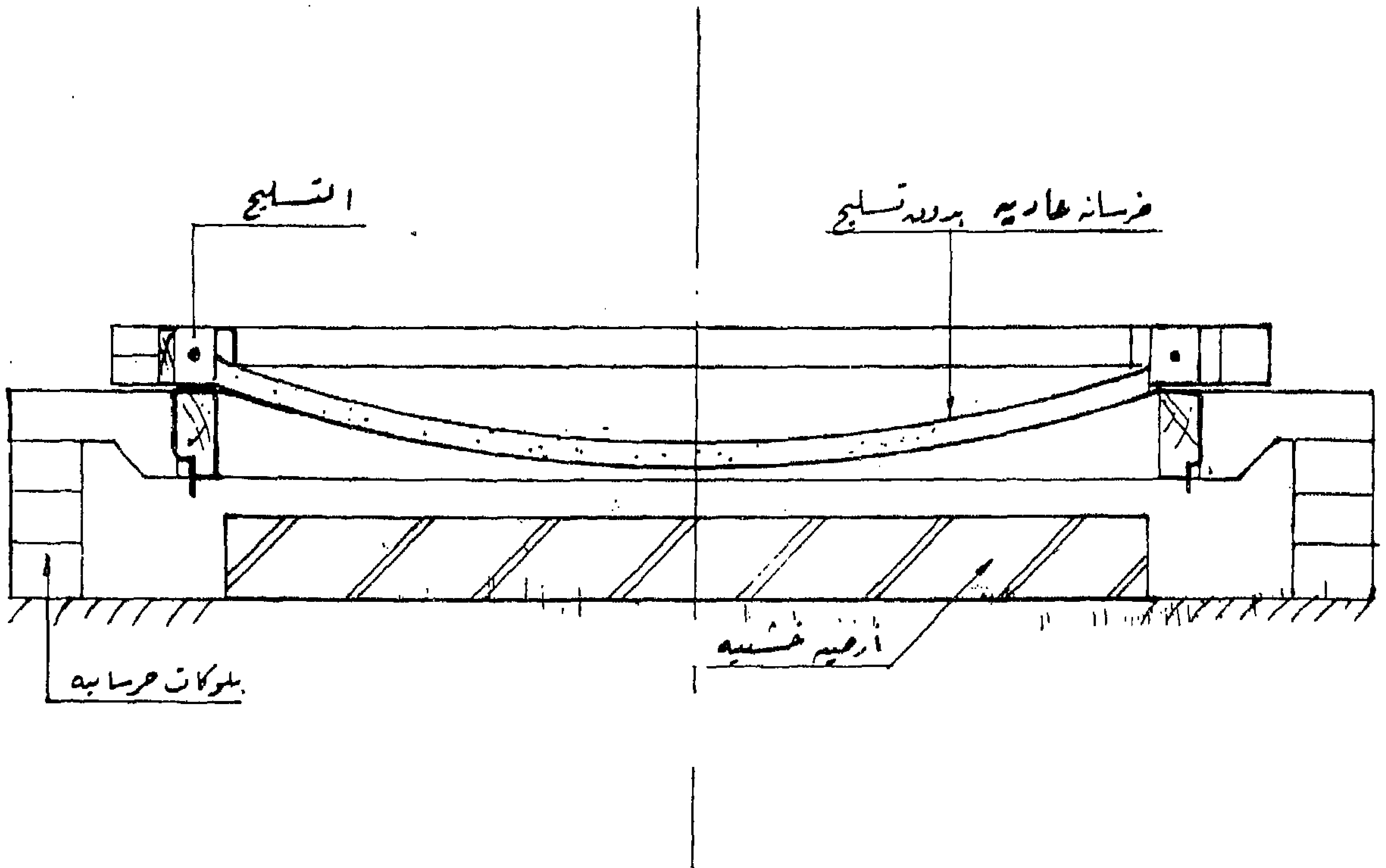
(شكل ٥ — ١)
الإطار والقاعدة الخشبية قبل تثبيت القماش



(شكل ٥ — ب)
الإطار بعد تغطيته بالقماش



(شكل ٥ — جـ)
صورة للقماش بعد الترخيم تحت تأثير وزنه فقط
أخذت هذه الصورة دون شد القماش لتوضيح السطح المقوس المطلوب



(شكل ٦)
منظر الشدة بعد رفعها

وبزيادة الحمل زاد اتساع الشروخ وكثر عددها وزاد امتدادها داخل القشرة نفسها وكانت موزعة تقريباً على كل طول كمرات الحافة ولم ينكسر النموذج حتى الحمل ٢٠٠٠ كجم (أى حمل ١٢٠٠ كجم/م٢ بخلاف وزن البلاطة نفسه) حيث أوقف التحميل عند هذا الحد .

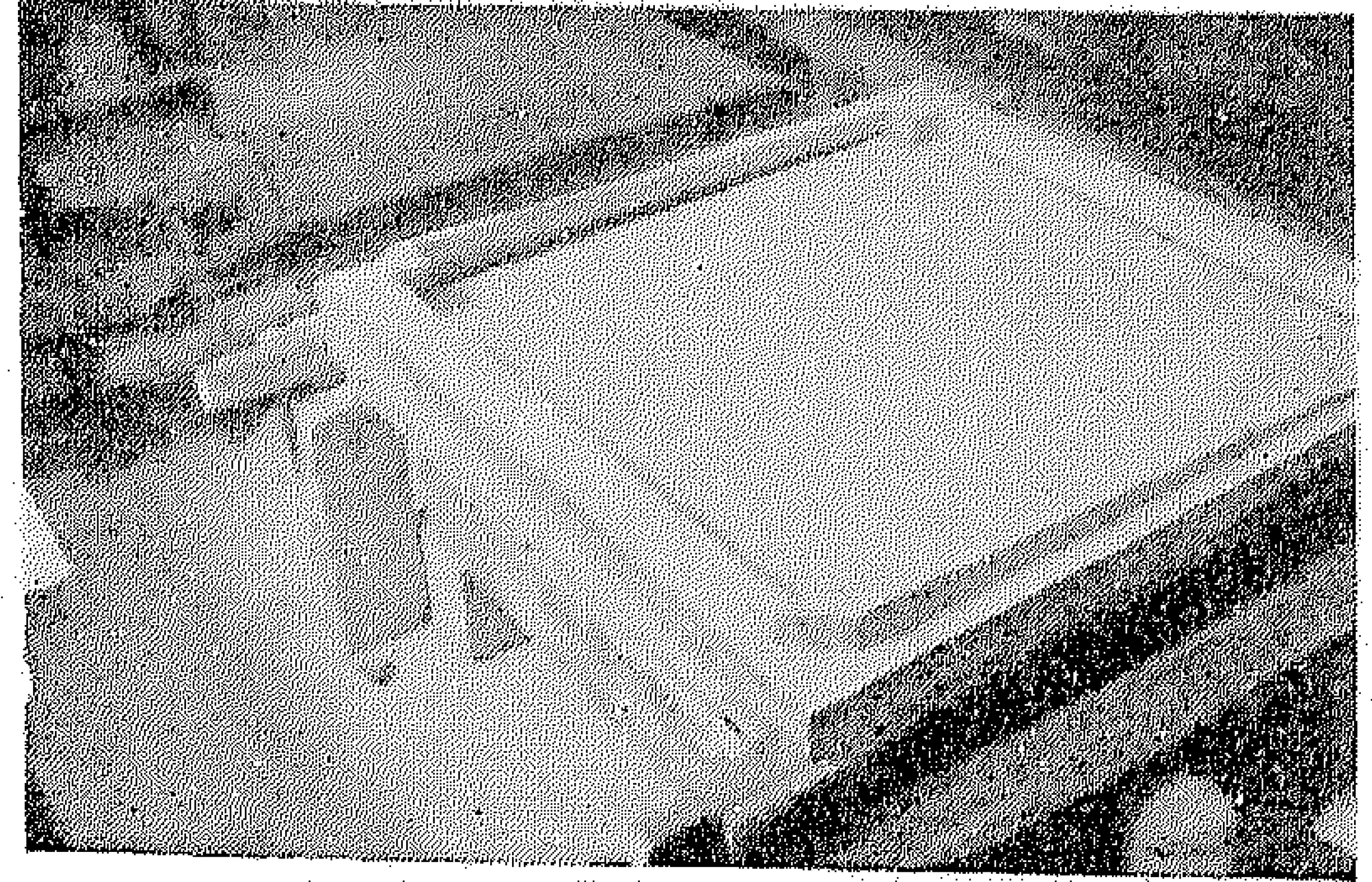
التجربة الثانية : وهى للبلاطة التى فيها تسليح كمرة الحافة بسيخ واحد قطر ⅜ بوصة . بدأ ظهور الشروخ بنفس الطريقة كالتجربة الأولى ولكن عند الحمل ٢٠٠٠ كجم (أى عند حمل ١٢٠٠ كجم/م٢ بخلاف وزن البلاطة) وبزيادة الحمل زاد اتساع الشروخ بنفس الطريقة كالبلاطة الأولى . وعند الحمل ٤٠٠٠ كجم (أى ٢٤٠٠ كجم/م٢ بخلاف وزن البلاطة) انكسرت الوحدة ..وكان الكسر عبارة عن انهيار مفاجىء فى القشرة والكمرات معاً . وسقطت الأحمال على أرض العمل . وهذا الانهيار يختلف عن كسر البلاطات العادية المسلحة .

والشكل ٨ ظاهر فيه بيانى الانحناء Deflection مع الحمل لكل من البلاطتين .

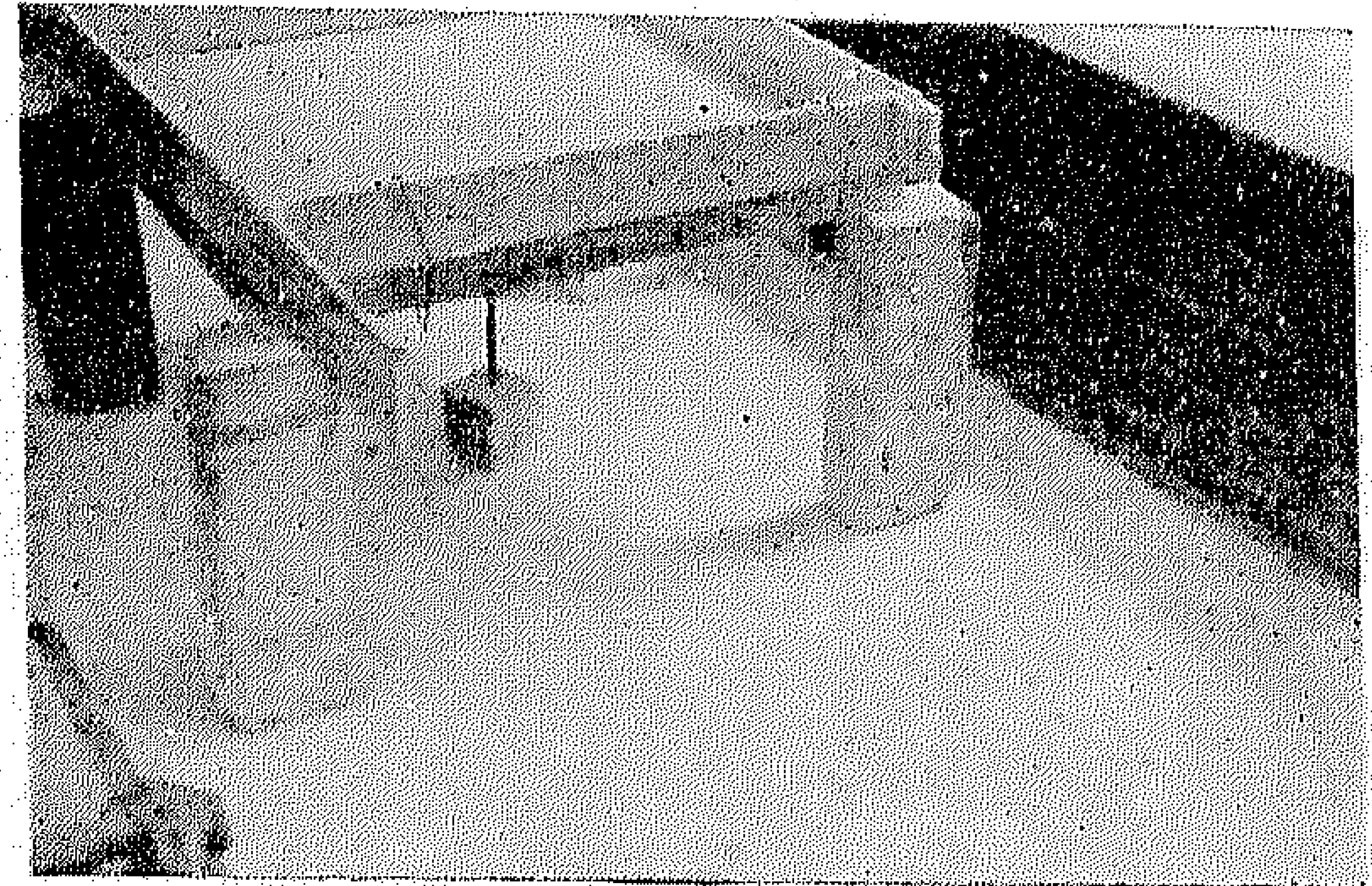
وظاهر من هذا الشكل أن الترخيم فى منتصف القشرة مساو تقريباً للترخيم فى وسط الكمرات . وهذا معناه أن القشرة تتبع الكمرات دون ترخيم كبير فيها هى نفسها .

(ج) الخلاصة من التجارب :

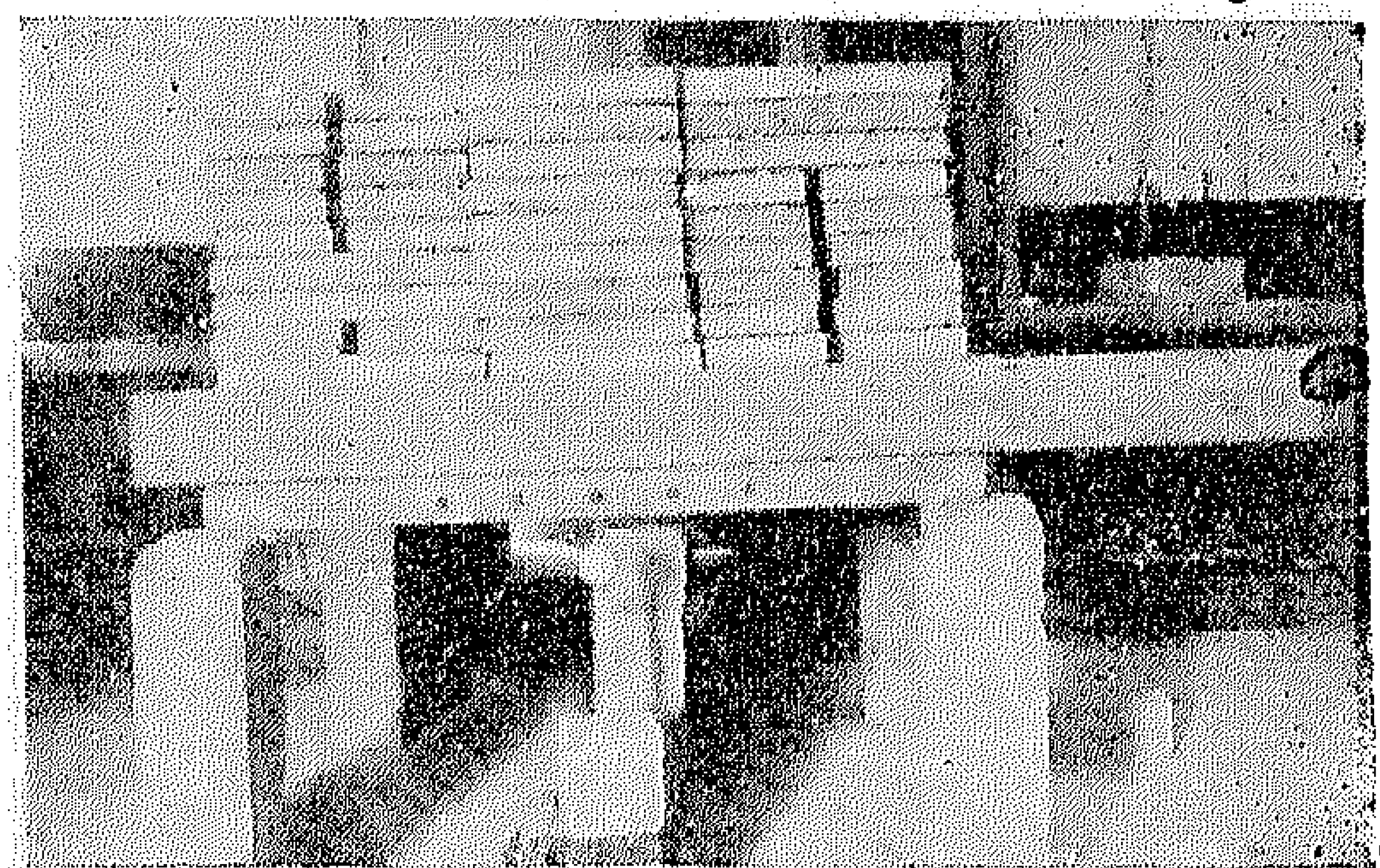
١ — يظهر من نتيجة التجربتين أن الحمل الذى



(شكل ٧ — ا)
البلاطة القشرية بعد الصب وبعد فك الجوانب الخارجية



(شكل ٧ — ب)
البلاطة فى وضع جاهز للاختبار



(شكل ٧ — جـ)
البلاطة محملة أثناء التجربة

تتحمله مثل هذه الوحدات يتوقف أساساً على تسليح كمرة الحافة . أما القشرة نفسها فهى قوية بحيث لا يحدث الكسر بسببها . ولكن الشروخ والكسر يتوقف على قوة الكمرة وتسليحها فتبدأ الشروخ فى الكمرات ولا بد للقشرة المتصلة بها أن تتبع ما يحدث فى الكمرات .

٢ — حمل الكسر يتناسب مع قطاع التسليح فى الكمرة . فالبلاطة ذات التسليح ١ Φ $\frac{٣}{٨}$″ (= ٠٫٧٠ سم^{٢}) ظهرت فيها أول شروخ وانكسرت عند أحمال ضعف نظيرتها فى البلاطة الأولى ذات التسليح ١ Φ $\frac{١}{٤}$″ (= ٠٫٣٢ سم^{٢}) .

٣ — ظاهر من نتيجة التجربتين أن هذه البلاطات تتحمل أحمالاً أكثر مما يتطلبه الاستعمال العادى فى المبانى . وهذا سواء للبلاطة الأولى أو الثانية كما هو واضح من المقارنة التالية :

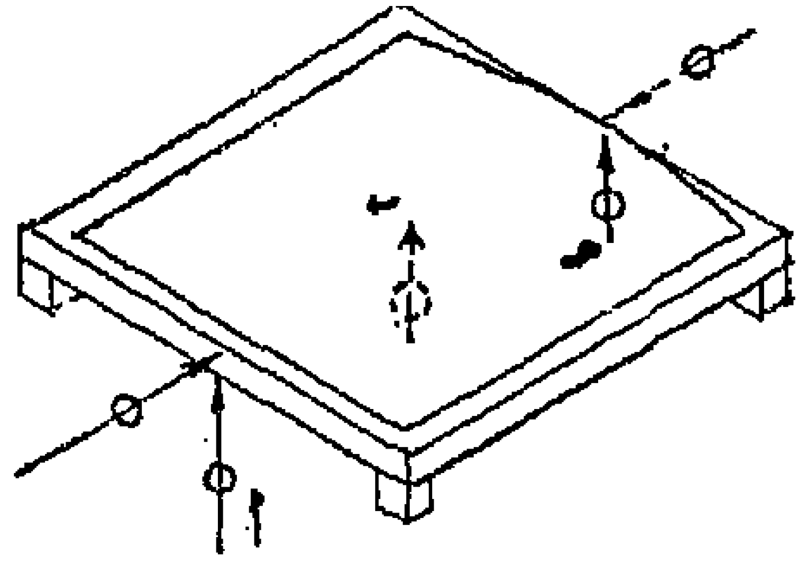
	الحمل عند أول شروخ شعرية شامل لوزن البلاطة (٨٠ كجم/م^{٢})	الحمل عند الكسر شامل لوزن البلاطة
البلاطة الأولى	٧٨٠ كجم/م^{٢}	١٢٨٠ كجم/م^{٢}
البلاطة الثانية	١٢٨٠ كجم/م^{٢}	٢٤٨٠ كجم/م^{٢}

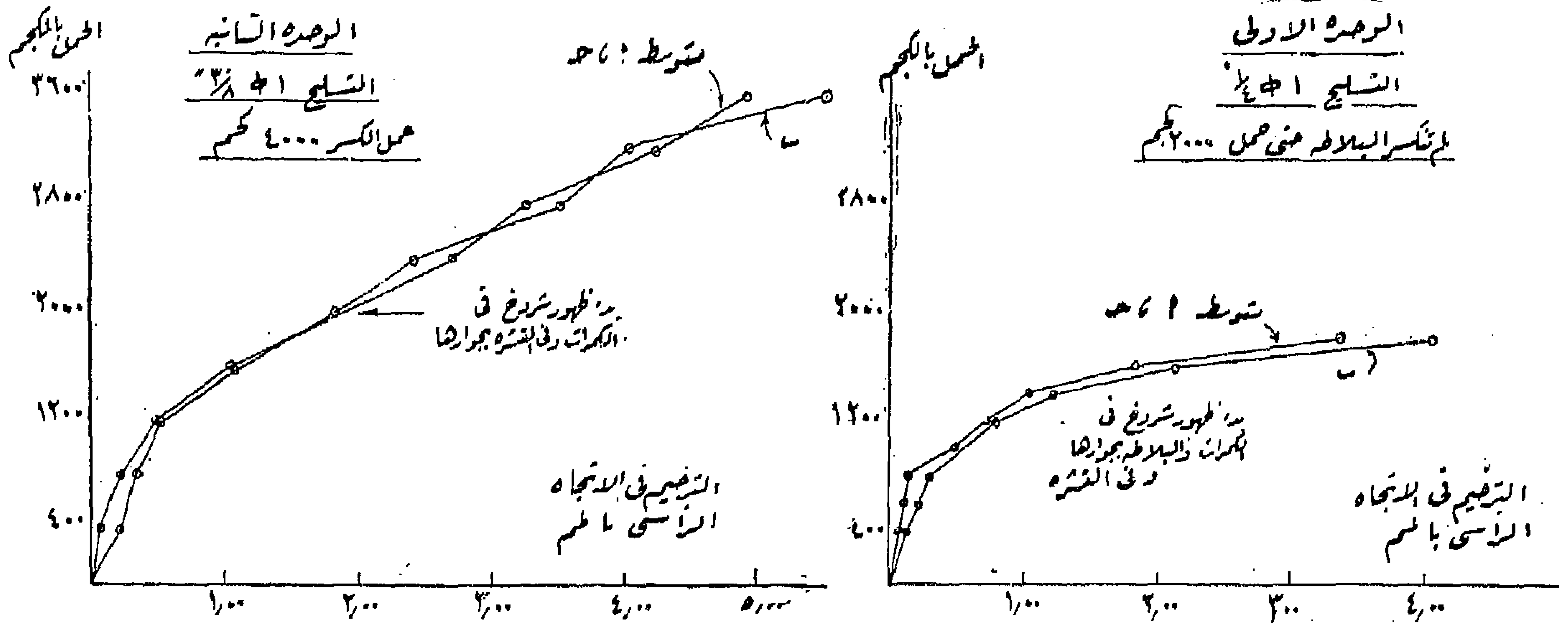
٤ — ظاهر من التجارب أن قوة القشرة أكثر مما يلزمنا فى الاستعمال العملى إلا أنه من الصعب إنقاص السمك عن ٢٫٥ سم ولكن يمكن إنقاص نسبة الأسمنت عن ٣٠٠ كجم/م^{٣} المستعملة فى التجارب . كذلك يمكن استعمال بلاطات أكبر من مقاس النموذج المختبر .

٥ — ظاهر من التجارب أن قوة الكمرة أيضاً أكبر مما يلزمنا من الاستعمال العملى العادى ولهذا فيمكننا أن نستبدل السيخ ١ Φ $\frac{١}{٤}$ بوصة بسيخ أقل منه فى القطر إذا أمكن أن يحقق هذا وفراً فى الثمن حسب الأسعار وقت التنفيذ . أو ربما استعمل السيخ ١ Φ $\frac{١}{٤}$″ لبلاطات أكبر .

إلا أنه يجب اتخاذ الحذر وربما إجراء تجارب لو أريد استعمال هذه البلاطات بأبعاد أكبر وهذا لسببين :

شكل ٨





(شكل ٨)

رسم بيانى « الحمل — الانحناء » للبلاطات المختبرة

أولا : أن هـذه البلاطات تتحمل أحمالا كبيرة موزعة ولـكن ربما أقل منها لو كانت الأحمال مركزة لتولد عزوم انحناء نتيجة لها .

ثانياً : يجب الاحتياط لانكماش الخرسانة وربما يلزم إذا كبرت البلاطة تسليح القشرة نفسها بتسليح خفيف.

٥ — الطريقة التنفيذية المقترحة لصب الوحدات :

فى طريقة الصب السابق شرحهـا يتوقف مقدار ترخيم السطح وبالتالى ارتفاع البلاطة القشرية على القوة المشدود بها القماش . ولما كان هذا الشد يعمل باليد فقد يزيد أو ينقص ارتفاع السطح القشرى عن القدر المرغوب فيـه . إلا أنه يمكن إجراء تجربة قبل الصب بتحميل القماش بطبقة من الرمل مساوية فى الوزن للقشرة الخرسانية . وباتباع هذه الطريقة يمكن التحكم فى ارتفاع القشرة فى الوسط فى حدود ± ٠,٥ سم . ويمكن بزيادة خبرة العمال المشتغلين فى هذا العمل زيادة الدقة فى تحديد هذا الارتفـاع .

وتلافى عملية ضبط ارتفاع القشرة فى كل وحدة فقد قمنـا بتجربة لصب الوحدات فوق قاعدة خرسانية مقعرة بشكل القشرة المطلوب وهذه هى الطريقـة التى نقترح استخدامها لتنفيذ كميات كبيرة من هذه الوحدات وتتلخص خطوات الصب التى اتبعت فيما يلى :

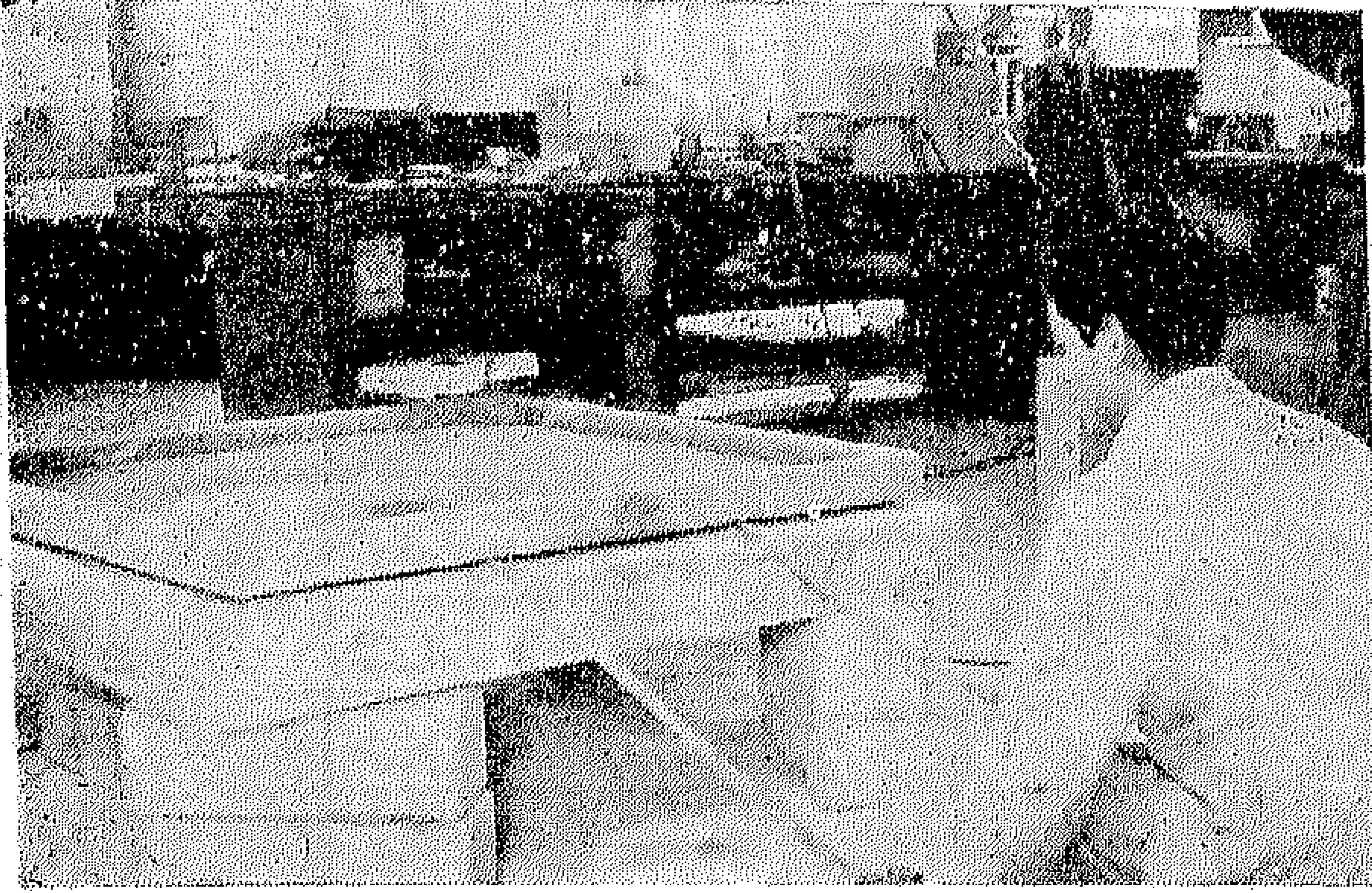
(ا) عملت قشرة خرسانية بدون كمرات الحافة وتم الصب على قماش بالطريقة السابق شرحها . وقد سلحت بتسليح خفيف جداً لضمان عدم كسرها عند رفعهـا ، وقد كان التسليح من أسلاك الرباط العادية المستعملة فى أعمال الخرسانة المسلحة بمعدل سلك واحد كل ١٠ سم فى الاتجاهين .

(ب) رفعت القشرة المصبوبة ثم وضعت فوق سطح مستوى بحيث كان تقويصها إلى أعلى وثبت حولها جوانب خشبية بارتفاع ١٢ سم وبعرض يزيد ١٠ سم من كل جانب عن أبعاد القشرة . ثم صبت خرسانة فوق القشرة وسويت أفقياً بحيث كان سمك الخرسانة الجديدة المصبوبة ٢ سم تقريباً فوق مركز القشرة . وقد سلحت هذه الخرسانة بأسياخ قطر ¼" كل ٣٠ سم وذلك حتى لا تتعرض الخرسانة للشروخ عند قلبها .

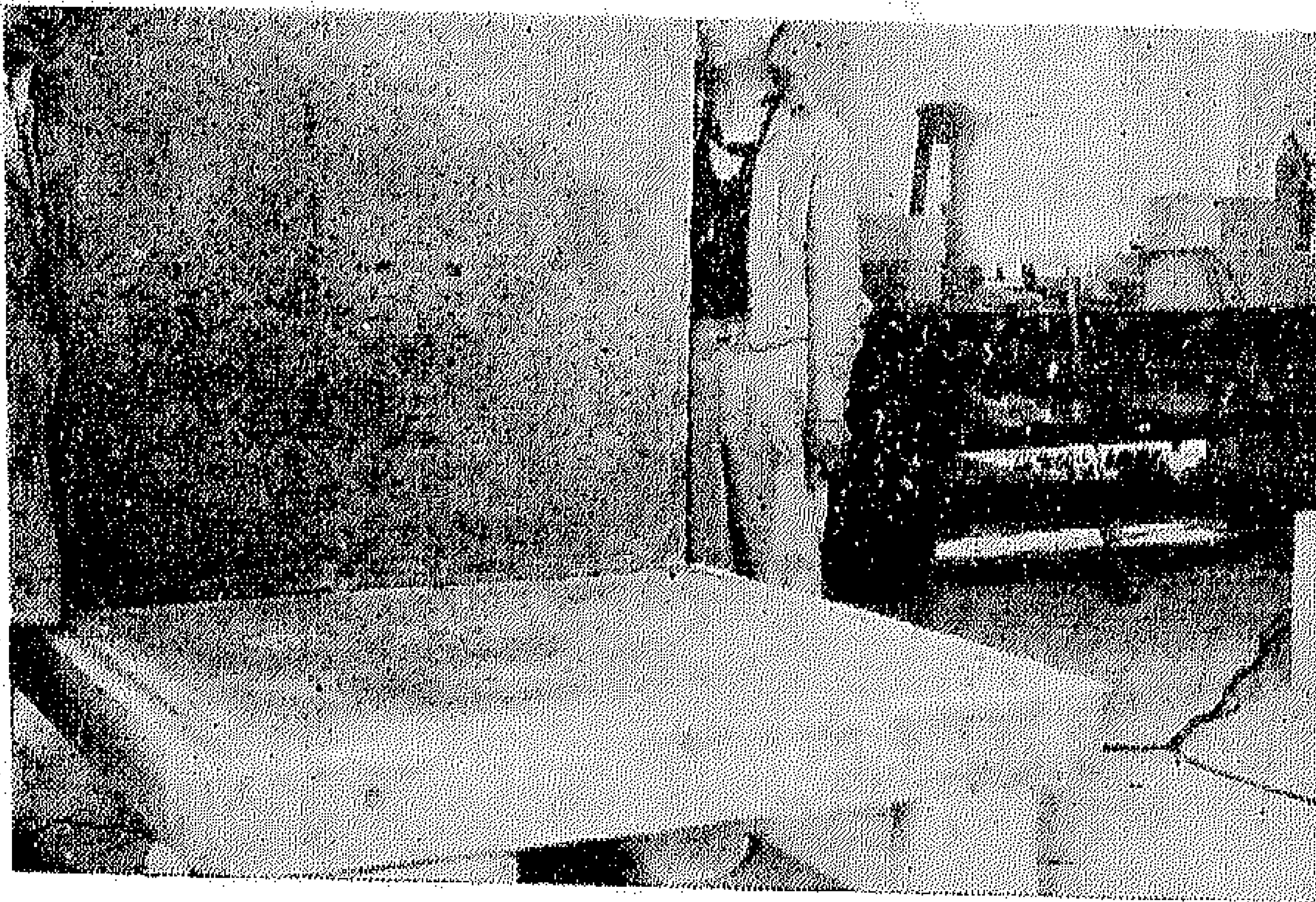
(ج) بعد تصلب الخرسانة قلبت القطعة المصبوبة والتى تماسكت مع القشرة فكونت بذلك قاعدة مقعرة بالسطح القشرى المطلوب .

(د) دهن السطح العلوى للقاعدة بفرشة الجير والاسبيداج ثم غطيت بطبقة من الشحم ، واستعملت كقالب صب فوقه بلاطة جديدة ، وذلك بعد تثبيت جوانب خشبية لكمرات الحافة ووضع التسليح فى مكانه .

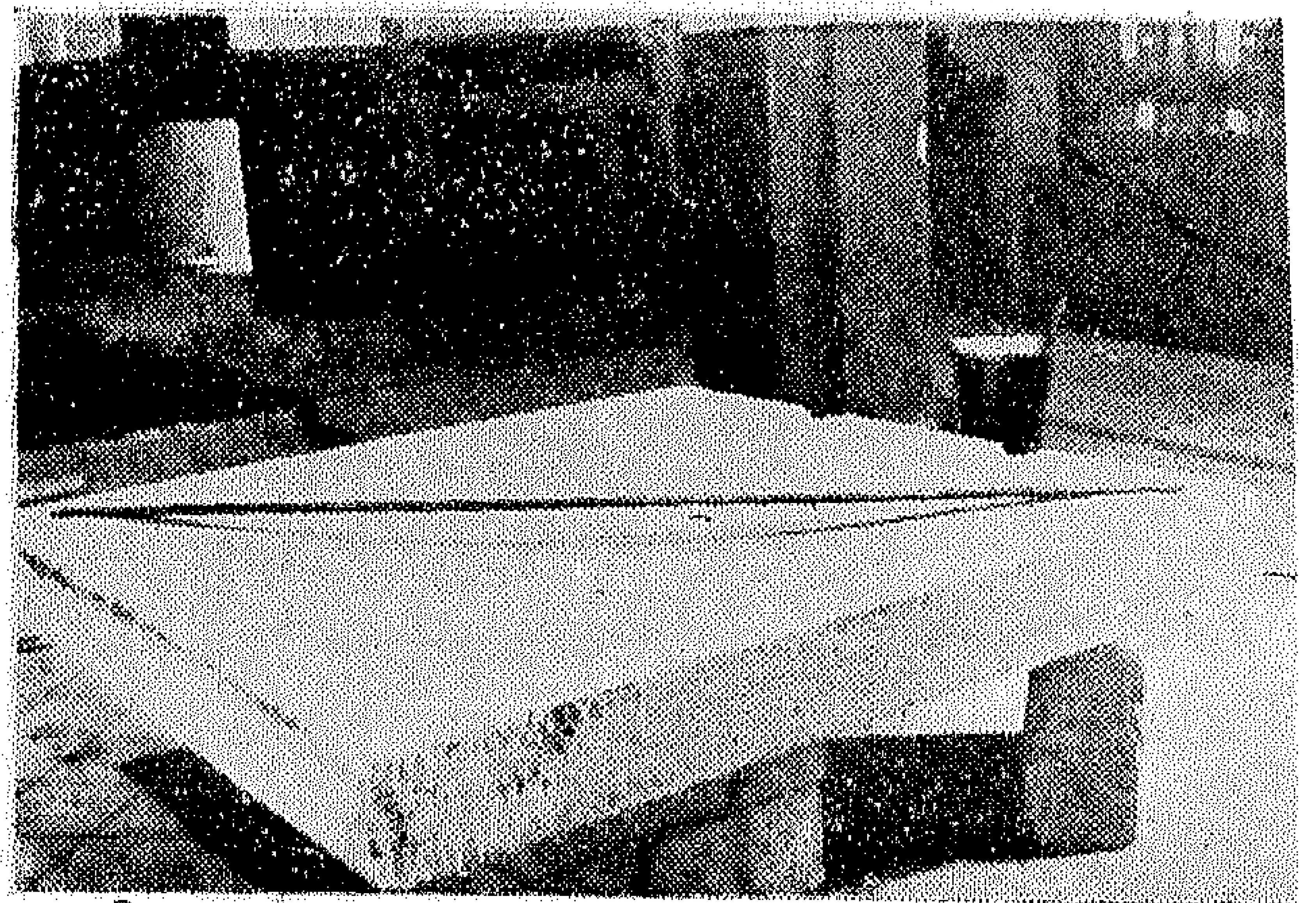
بهذه الطريقة أمكن عمل قاعدة مقعرة متينة ويمكن استخدامها لأى عدد من المرات دون أن تستهلك .



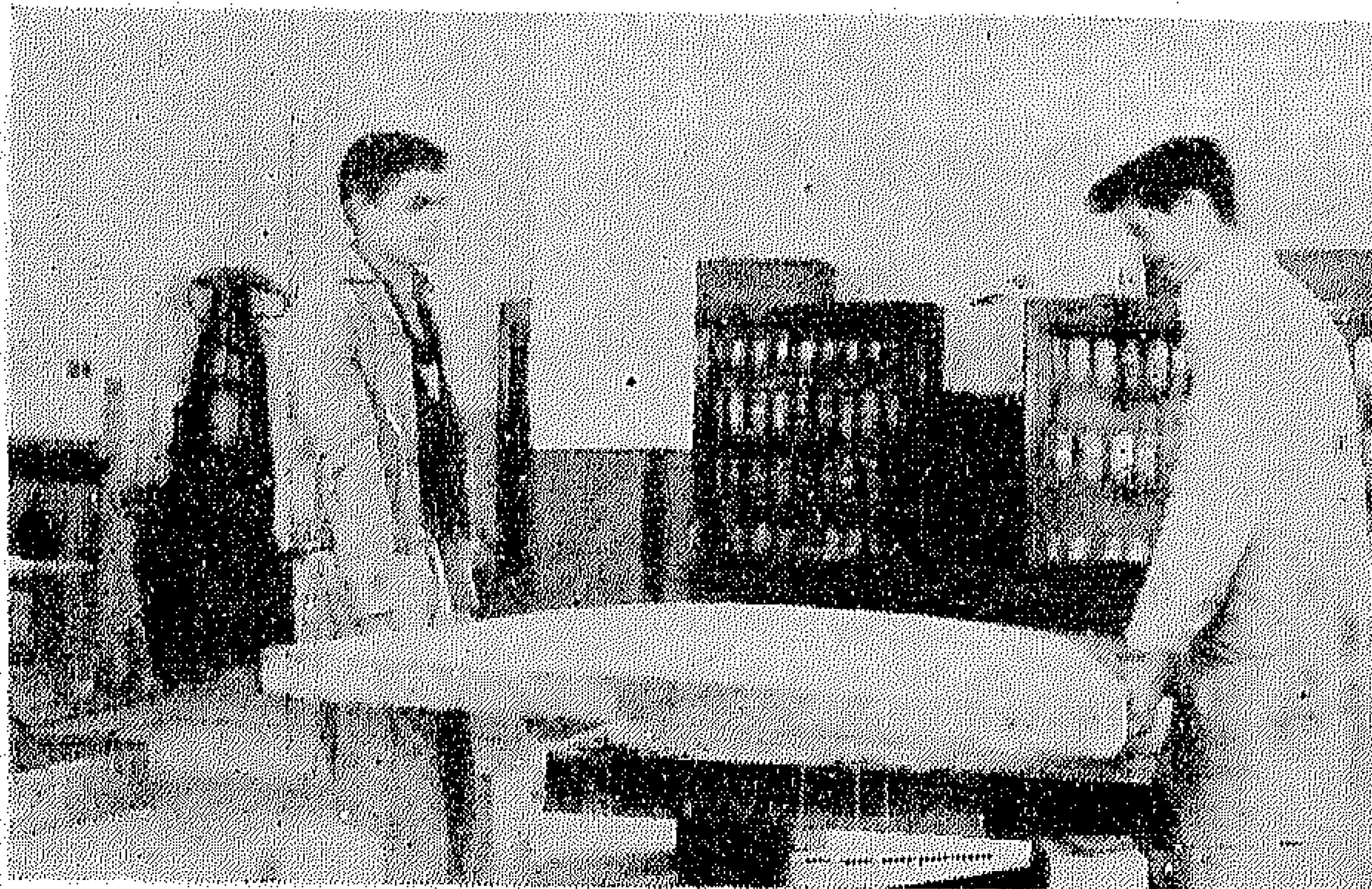
(شكل ٩ — ب)
وحدة قشرية مصبوبة فوق القاعدة الخرسانية اثناء عملية الرفع



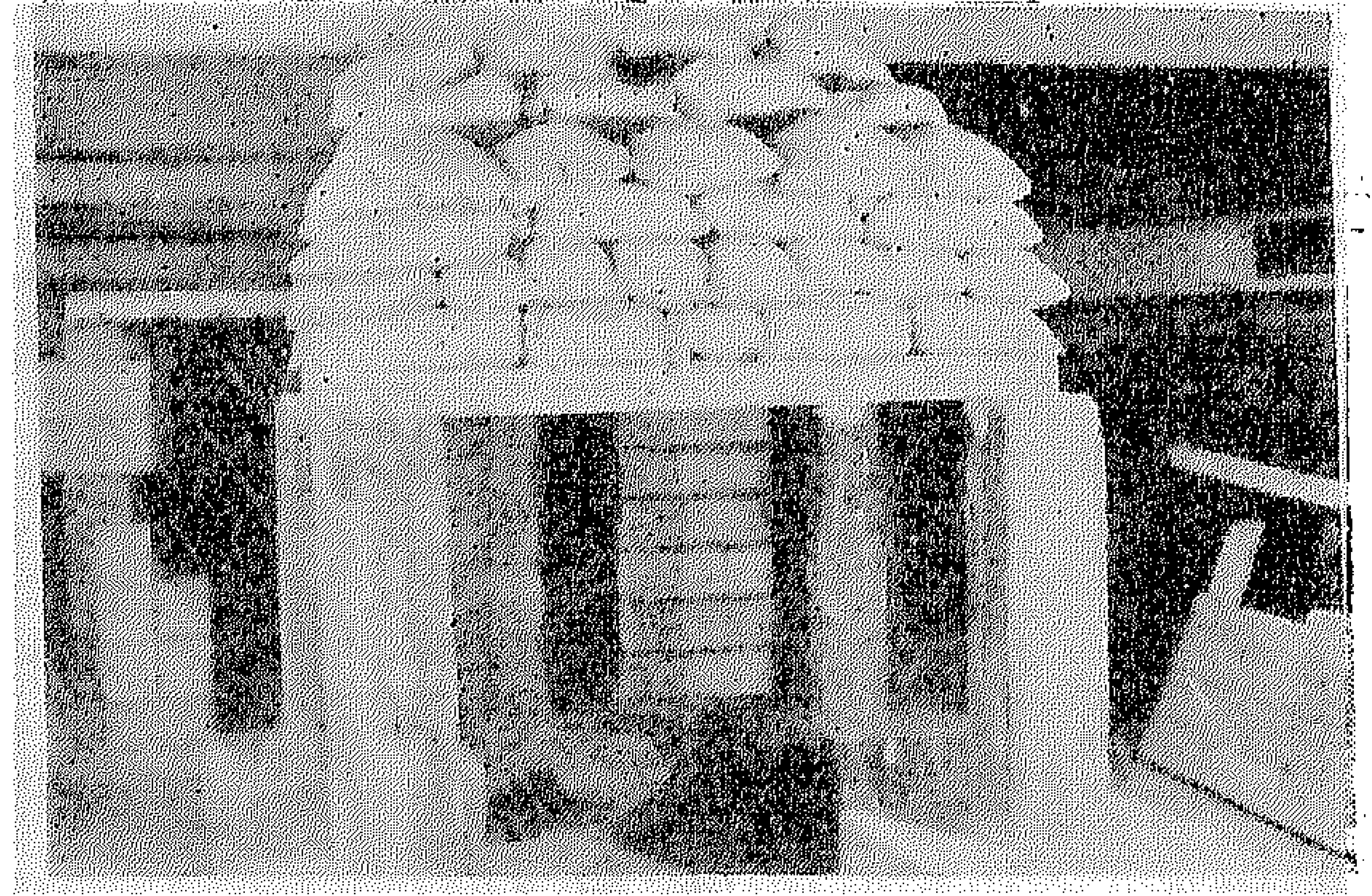
(شكل ٩ — ج)
الوحدة القشرية عند فصلها عن القاعدة الخرسانية المقعرة



(شكل ٩ — ا)
قاعدة خرسانية مقعرة بشكل السطح القشرى المطلوب
لتصب فوقها الوحدات القشرية



(شكل ٩ — د)
وحدة قشرية مرفوعة باليد



(شكل ٩ — هـ)
بلاطة ١٫٣٠ × ١٫٣٠ مسلحة بسيخ واحد قطر $\frac{1}{4}$
ومحملة بحمل وقدره ١٫٠٠ طن دون أن تظهر فيها أية شروخ

والشكل ٩ — ا يبين صورة للقاعدة وقد عمل فيها حفرتين صغيرتين عند إحدى الجوانب ، ملئت بمونة ضعيفة لترفع منها الوحدات بعد صبها وذلك بإزالة المونة قبل الرفع . ومجموعة الصور بالشكل ٩ — ا ، ب ، ج تبين القاعدة والبلاطة فوقها وطريقة الرفع .

والصورة بالشكل ٩ — د تبين البلاطة مرفوعة باليد والشكل ٩ — هـ يبين بلاطة ١٫٣٠ × ١٫٣٠ متر بتسليح ١ Φ $\frac{1}{4}$" ومحملة بحمل قدره ١٫٠٠ طن دون أن تظهر فيها أية شروخ .

٦ — الاستعمال العملى المقترح للوحدات السابقة :

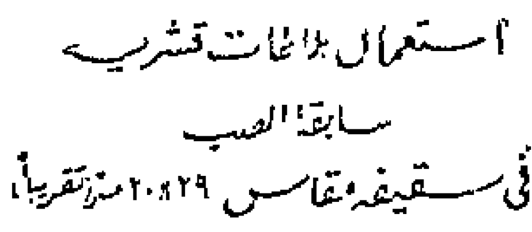
لبيان طريقة استعمال هذه البلاطات فى الأسقف درسنا سقيفة تصلح للمخازن أو للأسواق أو للأعمال الصناعية وما شابهها ، وهى ترتكز على أعمدة مسلحة . كما درسنا سقف غرفه مرتكزاً على حوائط من المبانى . ونتيجة الدراسة كما يلى :

(ا) السقيفة : صممت هذه السقيفة لتتحمل حملاً إجمالياً (بخلاف وزن الوحدات الجاهزة والكمرات الحاملة لها) يساوى ١٥٠ كجم/م٢ . ويمكن بطبيعة الحال تعديل التصميم ليتحمل السقف حملاً أكبر ، ويكون

(جدول رقم ١)

استعمال بلاطات قشرية سابقة الصب فى سقيفة مقاس ٢٩ × ٢٠ متراً (المسافات بين الأعمدة ٤٫٨٠ × ٦٫٤٠ متراً)
كميات المواد اللازمة لمتر مسطح من السقف مقارنة مع الكميات اللازمة لسقف عادى من بلاطة وكمرات

البنـــد	سقف عادى من بلاطة مستوية سمك ١٠سم وكمراتها اللازمة	سقف من بلاطات قشرية كالمبين بالرسم شكل ١٠
١ — خرسانة مسلحة بنسبة ٣٠٠ كجم أسمنت للمتر المكعب .	٠٫١٦ م٣	٠٫٠٨٣ م٣ (جملة الخرسانة ٠٫١٢٨ م٣)
٢ — خرسانة عادية بنسبة ١٥٠ كجم أسمنت للمتر المكعب لتسوية السطح العلوى من السقف فوق الوحدات القشرية	—	٠٫٠٤٥ م٣
٣ — حديد تسليح عادى ٣٧	١٤ كجم	٧٫٧٠ كجم
٤ — الشدة الخشبية	١٫٦ م٢	جميع الأجزاء سابقة الصب ولا تحتاج إلا إلى صلبات سهلة أثناء التركيب



شكل ١٠

استعمال بلاطات قشرية سابقة الصب في سقيفة مقاس ٢٠×٢٩ متر تقريباً

التعديل فى هذه الحالة فى الغالب قاصراً على الكمرات الحاملة للوحدات القشرية وليست للوحدات نفسها . والسقيفة المختارة مساحتها ٢٩ × ٢٠ متر (تقريباً) وهى تصلح كمخزن أو سوق أو لمبنى صناعى . وتفاصيل السقف مبينة بالشكل ١٠ .

ويبين الجدول السابق بياناً بالكميات اللازمة للمتر المسطح من هذا السقف مقارنة مع الكميات اللازمة لسقف من الخرسانة المسلحة معمول بالطريقة العادية من بلاطة وكمرات .

يظهر من الجدول أنه لو عمل السقف باستعمال البلاطات القشرية تحقق الوفر فى المواد المستعملة بالنسب التالية :

الزلط والرمل : ١٩٪
اسمنت : ٣٤٪
الحديد : ٣٤٪
الشدة الخشبية : لا مقارنة

(ب) سقف غرفة : صمم هذا السقف ليتحمل حملا إجمالياً (بخلاف وزن الوحدات الجاهزة والكمرات الحاملة لها) يساوى ٣٥٠ كجم/م٢ . وقد اختير هذا المثال لنبين طريقة استعمال الوحدات القشرية الجاهزة فى أسقف المبانى العادية المبنية من الطوب بدون هيكل خرسانى . والسقف المختار يغطى غرفة مقاس ٣٫٩٠ × ٤٫٠٠ متراً وتفاصيله موضحة فى الشكل ١١ .

ويبين جدول ٢ الكميات اللازمة للمتر المسطح من هذا السقف مقارنة مع الكميات اللازمة لبلاطة مسلحة سمك ١٠ سم ومسلحة بتسليح ٥ Φ ٣/٨" /م فى كل من الاتجاهين وهذا هو التسليح اللازم (حديد عادى ٣٧).

(جدول رقم ٢)

استعمال بلاطات قشرية سابقة الصب لسقف غرفة مقاس ٤٫٠٠ × ٣٫٩٠ متر

كميات المواد اللازمة لمتر مسطح من السقف مقارنة مع الكميات اللازمة لسقف عادى من بلاطة مسلحة

البنــد	سقف عادى من بلاطة مستوية سمك ١٠ سم وتسليحها ٥ Φ ٣/٨" /م	سقف من بلاطات قشرية كالمبين بالرسم شكل ١١
١ — خرسانة مسلحة بنسبة ٣٠٠ كجم أسمنت/م٣	٠٫١٠ م٣	٠٫٠٥٠ م٣ (المجموع ٠٫٠٩٥ م٣)
٢ — خرسانة عادية بنسبة ١٥٠ كجم أسمنت/م٣ لتسوية السطح العلوى من السقف فوق البلاطات	—	٠٫٠٤٥ م٣
٣ — حديد تسليح عادى ٣٧	٦٫٢٥ كجم	٣٫٥٥ كجم
٤ — الشدة الخشبية	١٫٠٠ م٢	جميع الأجزاء سابقة الصب ولا تحتاج إلا إلى صلبات سهلة أثناء التركيب








قطاع ب - ب

قطاع ا - ا

مسقط أفقي للسقف
يبين ترتيب الوحدات القشرية والكمرات

تفاصيل وحدة قشرية سابقة الصب

قطاع حـ - حـ

شكل ١١
استعمال بلاطات قشرية سابقة الصب في سقف غرفة
مقاس ٣,٩٠ × ٤,١٠ مترا

يظهر من الجدول السابق أنه لو عمل السقف باستعمال الوحدات القشرية الجاهزة نحصل على الوفر فى المواد المستعملة بالنسب التالية :

الزلط والرمل : ٥٪

الأسمنت : ٢٨٪

الحديد : ٤٣٪

الشدة الخشبية : لا مقارنة

ملاحظات عامة :

(ا) لم نتعرض فى هذا البحث إلى طرق عزل السقف عن الحرارة ومياه المطر لأننا نعتقد أنه ليست هناك مشكلة خاصة بالنسبة للأسقف المستعمل فيها الوحدات القشرية ويمكن أن يتبع فى عزلها نفس الطرق العادية .

إلا أنه يمكن الاستغناء عن طبقة الخرسانة العادية التى تصب فوق الوحدات واستبدالها بطبقة عازلة من المواد المتوفرة فى موقع المنشأ . ففى المساكن الريفية مثلا يمكن استعمال طبقة من خليط الطين والتبن لتسوية السطح وتعمل فى نفس الوقت كعازل الحرارة والبرودة . وفى هذه الحالة يمكن وضع أى طبقة عازلة مناسبة للرطوبة فى الأماكن المطرة . كما يمكن عند استخدام هذه البلاطات فى سقائف الأسواق ومخازن الجمعيات التعاونية أن يكتفى بتسوية السطح العلوى بالطريقة المقترحة فى الرسومات السابقة ، ويمكن عمل الميول اللازمة فى السقف نفسه . وعلى العموم فإن اختيار المادة الملائمة لتغطية السقف متروك لتقدير المهندس المصمم .

(ب) اقتصرت التجارب على اختبار وحدات مربعة إلا أن نفس هذه الطريقة تصلح لوحدات مستطيلة أو بأى شكل آخر .

(ج) اكتفينا فى هذا البحث بذكر مثالين لاستخدام البلاطات القشرية فى الأسقف . وفى كلا المثالين استخدمت وحدات صغيرة سهلة التنفيذ ولا تحتاج لخبرة خاصة . كما أنها خفيفة الوزن يمكن حملها باليد . إلا أننا نعتقد أنه يمكن التوسع فى استخدام البلاطات القشرية بطرق مختلفة وبمقاسات أكبر ويمكن تحقيق ذلك بإجراء التجارب وبتقدم معدات الإنشاء وتوفر الأوناش وزيادة خبرة العمال .

٧ — النتيجة :

يظهر من المقارنات التى قمنا بعرضها أن استعمال الوحدات القشرية يحقق وفراً فى حديد التسليح يصل إلى ما يقارب نصف الكمية المستعملة فى الأسقف العادية . هذا إلى جانب الاستغناء كلية عن الشدات الخشبية اللازمة للسقف ، وإن كان من الضرورى استعمال عدد محدود جداً من القوائم لحمل الكمرات الثانوية الحاملة للبلاطات الجاهزة لحين صب وتصلب الجزء العلوى من الكمرات (منطقة الضغط) . كما أن الوفر فى الأسمنت يصل إلى حوالى الثلث ، هذا بخلاف وفر قليل نسبياً فى الرمل والزلط قد يصل للسدس تقريباً .

ولما كان حديد التسليح والشدات الخشبية يكونان الجزء الأكبر من تكاليف أعمال الخرسانة المسلحة ، فإننا نعتقد أن استخدام البلاطات القشرية فى الأسقف يتيح لنا فرصة كبيرة فى الوصول إلى الهدف المنشود من خفض تكاليف الإنشاء ويخفف عن كاهل الدولة جزءاً مما تصرفه ثمناً لاستيراد الأخشاب ويسمح بتوجيه مواد البناء الأخرى إلى عدد أكبر من مشاريع التعمير .

٨ — شكر :

نرجو أن نشكر السيد الأستاذ الدكتور إبراهيم جعفر مدير معمل أبحاث الخرسانة بكلية الهندسة جامعة القاهرة والسيد المهندس أحمد عامر والسيد اسماعيل مسعد المساعد الفنى بالمعمل على تعاونهم الصادق على تحقيق التجارب التى قدمت فى هذا البحث .

الاحتياجات المائية
وطرق الري المناسبة للأراضي المستصلحة

للدكتور السيد احمد السمني
الوكيل المساعد لوزارة الإصلاح الزراعي واصلاح الأراضي

- ٢ -

تقدير الاحتياجات المائية لمختلف الحاصيل فى المناطق المختلفة باستعمال المعادلات التجريبية أو من نتائج تجارب المقننات المائية فى محطات التجارب فى الجمهورية العربية المتحدة لا يمثل سوى الاحتياجات المائية الحقلية فقط . ولتقدير الاحتياجات المائية فى المناطق الزراعية (المساحات الكبيرة) يلزم تعديل تقديرات الاحتياجات الحقلية وخاصة عند تصميم ترع للرى الفرعية الرئيسية والأعمال الصناعية والطبقات .

ولتقدير الاحتياجات المائية فى المناطق الزراعية يمكن اتباع الآتى :

أولا : إنقاص تقديرات الاحتياجات المائية الحقلية بنسبة ما تشغله المراوى والمساقى والترع بدرجاتها المختلفة والجسور والطرق والقرى وباقى المنافع العامة إلى المساحة الكلية وتقدر نسبة هذه المساحات إلى المساحة الاجمالية بحوالى ٢٠٪ .

ثانياً : عند تصميم الترع يلزم إضافة الفواقد بالتسرب والتبخر وفواقد التوزيع النهايات وتقدر نسبة جملة هذه الفواقد بحوالى ١٥٪ فى الأراضى الطينية وفى الأراضى الطينية الرملية ، ٢٠٪ فى الأراضى الرملية .

وعند تقدير الاحتياجات المائية فى مواقع التخزين يلزم إضافة الفواقد فى النهر وفى ترع التوصيل .

والتقديرات السابقة تعتبر تقديرية ويلزم حسابها من واقع أطوال الترع وقطاعاتها العرضية ونوع الأراضى التى تمر بها .

ثالثاً : لا يمكن زراعة المنطقة جميعها بنسبة ١٠٠٪ فى مواسم الزراعة الثلاث (الشتوى — الصيفى — النيلى) ويمكن إعتبار أن نسبة المساحة المزروعة هى ٥٪ الشتوى ، ٥٠٪ فى الصيفى ، ٤٠٪ فى النيلى من المساحة الكلية .

وطبقاً لهذه الاعتبارات فإن الاحتياجات المائية للفدان فى المناطق الزراعية عند مآخذ الترع الرئيسية تقدر كما وهو وارد فى الجدول رقم (١٩) .

(جـدول رقم ١٩)

نوع التربة	الاحتياجات المائية السنوية فى المناطق الزراعية متر مكعب للفدان مدى الزراعة
أرض رملية :	
(ا) رى سطحى	١٣٠٠٠
(ب) رى بالرش	٤٥٠٠
أرض طينية رملية	٤٥٠٠
أرض طينية :	
(ا) مناطق تصاريح الأرز	٦٠٠٠
(ب) فى غير مناطق الأرز	٤٥٠٠

وقدقام جودريخ (Goodrich) بدراسة هذا الموضوع وأعطى رسماً بيانياً يبين العلاقة بين متوسط درجات الحرارة السنوية ومعدل الاستهلاك السنوى من مياه الرى فى المناطق الزراعية غير أن ما أوجد هذه العلاقة بين درجة حرارة ٥ — ٢٠ درجة سنتيجراد فقط والشكل رقم (١٣) يبين هذة العلاقة .

ولإمكان استعمال هذا المنحنى فى الجمهورية العربية المتحدة فقد مد الخط المستقيم كما هو مبين بالشكل رقم (١٢) لدرجات الحرارة التى تزيد عن ٢٠ درجة مئوية .

ويمكن استنتاج معادلة تربط بين معدل الاستهلاك السنوى فى المناطق الزراعية ومتوسط درجات الحرارة السنوية وذلك على الوضع الآتى :

لس = م س × ت + ١٦٥٠ (٥)

لس = كمية مياه الرى المستعملة سنوياً متر مكعب للفدان

م س = معامل الاستهلاك السنوى = ١٢٥

ت = متوسط درجات الحـرارة السنوية بالسنتيجراد :

فإذا أخذنا مثلا منطقة وسط الدلتا فإن متوسط درجات الحرارة السنوية فيها يبلغ حوالى ٢٠ درجة مئوية طبقاً لأرصاد محطات تجارب القننات[١٣] .

وبتطبيق المعادلة رقم (٥) فإن احتياجات الفدان من المساحة الكلية أثناء السنة فى الدلتا بحوالى ٤١٥٠ متر مكعب وهو يقارب ما سبق الحصول عليه باتباع الطرق السابق ذكرها .

ويمكن إثبات صحة هذه التقديرات إذا أخذنا الوجه البحرى كمثال واتبعنا طريقة (Inflow and Outflow Method) فى تقدير كميات المياه المستعملة كالآتى :

كمية المياه المستعملة = كميات المياه الواردة والمياه المستغلة من المصادر الموجودة فى الدلتا — (كمية المياه المنصرفة + إحتياجات الملاحة والشرب) .

وكمية المياه الواردة والمياه المستغلة من المصـادر الموجودة بالدلتا تشمل :

١ — المياه النهرية المـارة عند القاهرة .

٢ — ما يستعمل للرى من المياه المجمعة فى بركة أدفينا .

٣ — مياه المصارف التى تستعمل فى الرى .

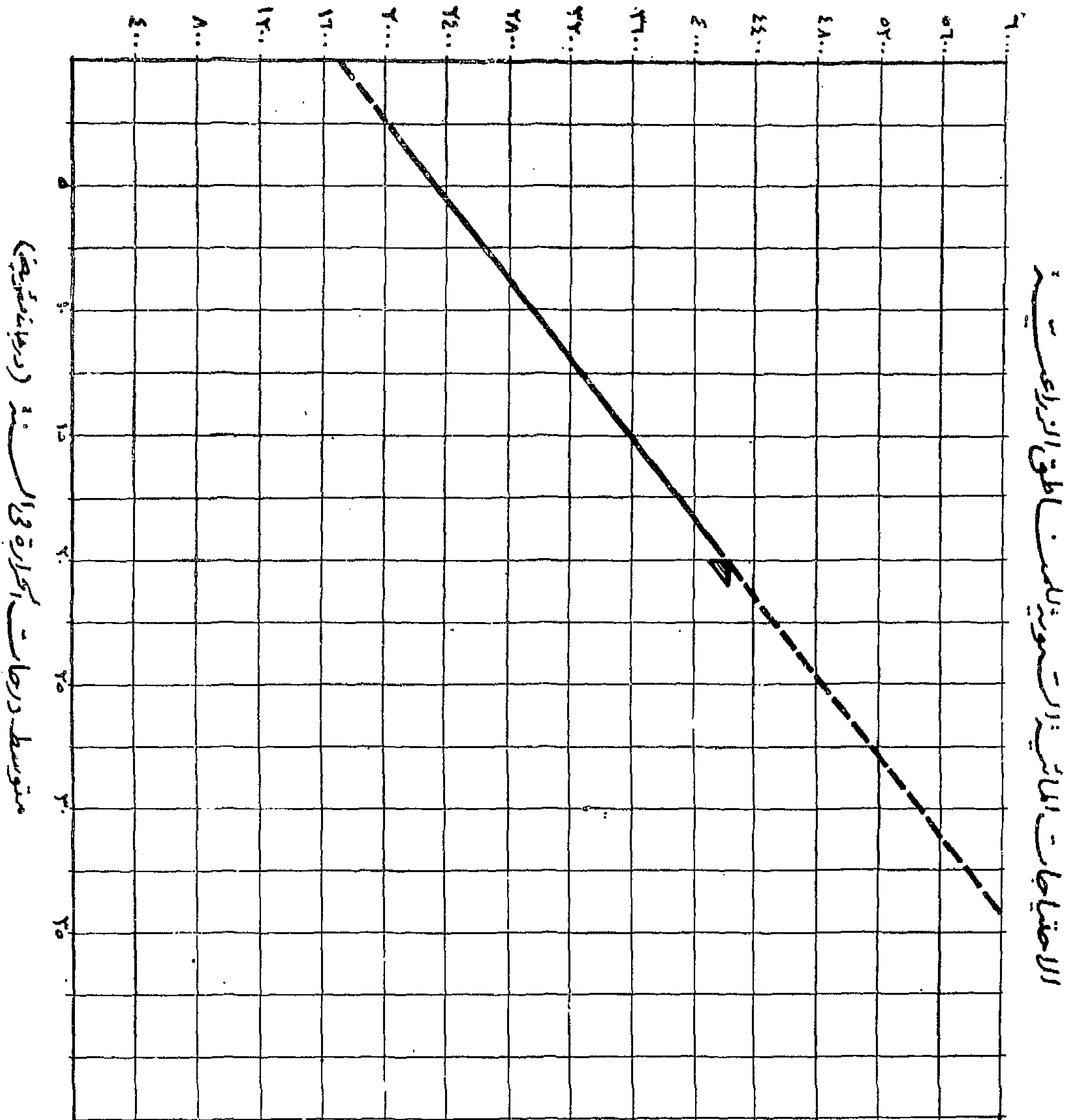
٤ — آبار المياه الجوفية المستعملة فى الدلتا (ومجموع تصرفاتها ضئيلة) . والمياه المنصرفة تشمل مياه المصارف التى تصرف مياهها خارج الدلتا ولا تستعمل فى الرى .

---

(١٢) المقننات المائية تقرير عن نتائج التجارب من سنة ٤٨ إلى ١٩٥٢ للمهندسين محمد لطفى ومحمد عدلى العرابى تحت إشراف المهندس يوسف سميكة مفتش عام ضبط النيل .

كمية مياه الري المستهلكة في المناطق الزراعية

متر مكعب للفدان في السنة



شكل ١٣

وبحساب العناصر السابق ذكرها نجد أن الاحتياجات المائية خلال الفترة الحرجة (فبراير إلى يوليو) للدلتا (بجميع أراضيها رملية وطينية رملية وطينية . .)

= ٣٥٠٩ متر مكعب للفدان للمساحة الإجمالية بجميع أنواع أراضيها والدورات الزراعية المختلفة المتبعة فيها .

ونظراً لأن الاحتياجات المائية خلال أشهر (أغسطس فبراير) تقدر بحوالى ٥٠٪ من الاحتياجات المائية خلال الفترة الحرجة . فإن الاحتياجات المائية السنوية فى الدلتا = ٥٢٥٠ م٣ / للفدان .

وهو ما سبق تقديره بالطرق السالفة الذكر .

ولتقدير الاحتياجات المائية السنوية من مياه التخزين بأسوان يلزم إضافة نسبة صافى الفاقد فى النهر بين أسوان وقنا والدلتا .

(المقصود بصافى الفاقد الفرق بين الفواقد بالتبخر والتسرب وعند الأعمال الصناعية المقامة على النهر والإيراد الذى يعود إلى النهر) .

وتقدر نسبة صافى الفاقد خلال الفترة الحرجة بحوالى ٥٪ من أسوان إلى قناطر الدلتا وبذلك فإن الاحتياجات المائية من مياه التخزين تقدر لأراضى الدلتا كالآتى :

٥٥٠٠ متراً مكعباً للفدان فى السنة .

منها ٣٧٠٠ متراً مكعباً للفدان فى الفترة الحرجة . (من فبراير إلى يوليو)

منها ١٧٥٠ متراً مكعباً للفدان فى الفترة . (من أغسطس إلى فبراير)

وتعتبر التقديرات السابقة كمتوسط الاحتياجات المائية السنوية للفدان فى الدلتا فى الأراضى الطينية والرملية الطينية والرملية وعلى أساس أن الأراضى الرملية من مناطق التوسع تروى بطريقة الرى بالرش .

ونظراً لأن مجلس الإنتاج قدر المساحة المنتظر ريها بمياه السد العالى بمليون وثلاثمائة ألف فدان على أساس أن الاحتياجات المائية للفترة الحرجة هى ٤٥٠٠ متراً مكعباً فإنه يمكن زيادة هذه المساحة بنسبة $\frac{٤٥٠٠}{٣٧٥٠}$ أى بحوالى ٢٠٪ وبذلك تصل المساحة التى يمكن ريها من مياه تخزين السد العالى إلى ١,٥٥٠,٠٠٠ فدان (مليون وخمسمائة وخمسون ألف فدان) بخلاف تحويل أراضى الحياض إلى الرى المستديم .

ويتضح مما تقدم أن اتباع طريقة الرى بالرش فى الأراضى الرملية الواقعة على جانبى الدلتا (صحراء الصالحية ومديرية التحرير) سيحقق وفراً محسوساً فى كميات المياه إذ يمكن بها التوسع فى مساحة ٢٥٠,٠٠٠ فدان زيادة على تقدير مجلس الإنتاج للتوسع على مياه السد العالى .

وكما سبق إيضاحه فإنه يمكن بضغط المقننات المائية بنسبة محسوسة (قد تصل إلى ٢٥٪ من المقننات المستعملة لإنتاج أقصى محصول) عدم إنقاص المحصول إلا بنسبة صغيرة (لا تزيد على ٥٪) وعلى هذا فبتعديل المقننات المائية واتباع طرق الزراعة والرى الحقلى المناسبة يمكن إضافة مساحة أخرى (قد تصل إلى ١٠٪ من المساحة المنزرعة) — بخلاف السابق ذكرها على مياه تخزين السد العالى .

(ب) معدل إعطاء مياه الرى

يعتبر معدل مياه الرى أحد العوامل الهامة عند البت فى إختيار طريقة الرى المناسبة فى مناطق التوسع وإحدى العوامل الرئيسية التى يلزم تحديدها بدقة عند تصميم مشروعات الرى وأى خطأ فى تحديد هذا العامل ينتج عنه عدم رى الأرض بكفاءة وخاصة عند اتباع طريقة الرى بالرش فضلا عن حدوث أضرار جسيمة بالتربة والنبات وضياع نسبة من مياه الرى وزيادة فى تكاليف الرى السنوية .

ويجب أن يكون معدل إعطاء مياه الرى أقل من معدل تسرب مياه الرى فى التربة (خاصة أثناء عملية الرى) وزيادة معدل أعطاء مياه الرى عن معدل تسرب مياه الرى فى التربة يتسبب عنه جريان المياه من النقط المرتفعة وركودها فى المواضع المنخفضة مما يتطلب صرفها صرفاً سطحياً وبالتالى زيادة نسبة الفاقد من مياه الرى بالصرف السطحى ويتسبب عن ذلك ضرر كبير للنبات (Baking) وخاصة أثناء الأيام الحارة.

ويتوقف معدل تسرب المياه فى التربة على طبيعة السطح العلوى والخواص الطبيعية والكيميائية فى قطاع التربة والمواد العضوية الموجودة بها وخاصة فى منطقة انتشار جذور النبات ويختلف معدل تسرب المياه فى التربة فى الأراضى الغير مزروعة عنه فى الأراضى المزروعة حيث تجرى فيها عمليات الخدمة الزراعية (العزيق والتسميد . الخ).

وقد أجريت العديد من التجارب والدراسات فى أراضى منزرعة وأخرى غيرمنزرعة وأهم هذه الدراسات ما قام بها ديولى ، كيلى[١٣] وقد أثبتت هذه الدراسات الآتى :

١ — يقل معدل تسرب مياه الرى فى التربة فى الأراضى المكشوفة وكذلك فى الأراضى الفقيرة فى المواد العضوية .

٢ — يتغير معدل تسرب المياه فى التربة خلال فترة إعطاء مياه الرى ففى الدقائق الأولى يكون معدل التسرب عالياً ثم يقل تدريجياً بعد ذلك أى أن معدل تسرب المياه فى التربة يتناسب تناسباً عكسياً طول فترة الرى — وقد وضحت بعض التجارب أن معدل تسرب المياه فى أرض رملية توجد بها نسبة رمال حوالى ٨٠٪ بلغت ١٨ ملليمترا فى الساعة عند بدء الرى ثم نقصت إلى حوالى ٦ ملليمترات فى الساعة بعد ساعة من بدء الرى .

والجدول رقم (٢٠) يبين نتائج بعض التجارب العملية لمعدل تسرب مياه الرى فى التربة .

(جدول رقم ٢٠)

نوع التربة	معدل تسرب مياه الرى فى التربة ملليمترات فى الساعة	
	فى بدء فترة الرى	فى نهاية فترة الرى
أرض رملية	٢٥	١٨
أرض طينية رملية	١٨	١٠
أرض طينية	١٠	٥

وهناك فرق كبير بين معدل التشرب وهو ما تتشربه التربة عند بدء إعطاء مياه الرى (Intake Rate of Soils) ومعدل تسرب مياه الرى فى التربة (Rate of Infiltration) ومعدل التشرب فى الدقائق الأولى للرى يزيد كثيراً على معدل تسرب المياه فى التربة بعد انتهاء فترة التشرب .

٣ — يؤثر انحدار سطح التربة فى معدل إعطاء مياه الرى وكلما زاد انحدار سطح الأرض كلما تعين إنقاص معدل إعطاء مياه الرى حتى لا تسيل مياه الرى من المواقع المرتفعة إلى الأجزاء المنخفضة وينتج عن ذلك عدم تشبع التربة بدرجة منتظمة من مياه الرى وحدوث اختلاف فى كثافة الزروع ونحر الحبيبات الدقيقة من الطبقة السطحية فى المواضع المرتفعة وتجمعها فى المواقع المنخفضة وفى هذا ضرر للتربة والنبات ولهذا يتعين إنقاص معدل تسرب مياه الرى فى الأجزاء المنحدرة بالنسب الآتية والموضحة فى الجدول (٢١) .

(١٣) McCulloch A. W. and Schrunk J. F.: "Sprinker Irrigation". Prepared by Sprinker Irrigation Association, Washington 6, D. C., 1955.

(جدول رقم ٢١)

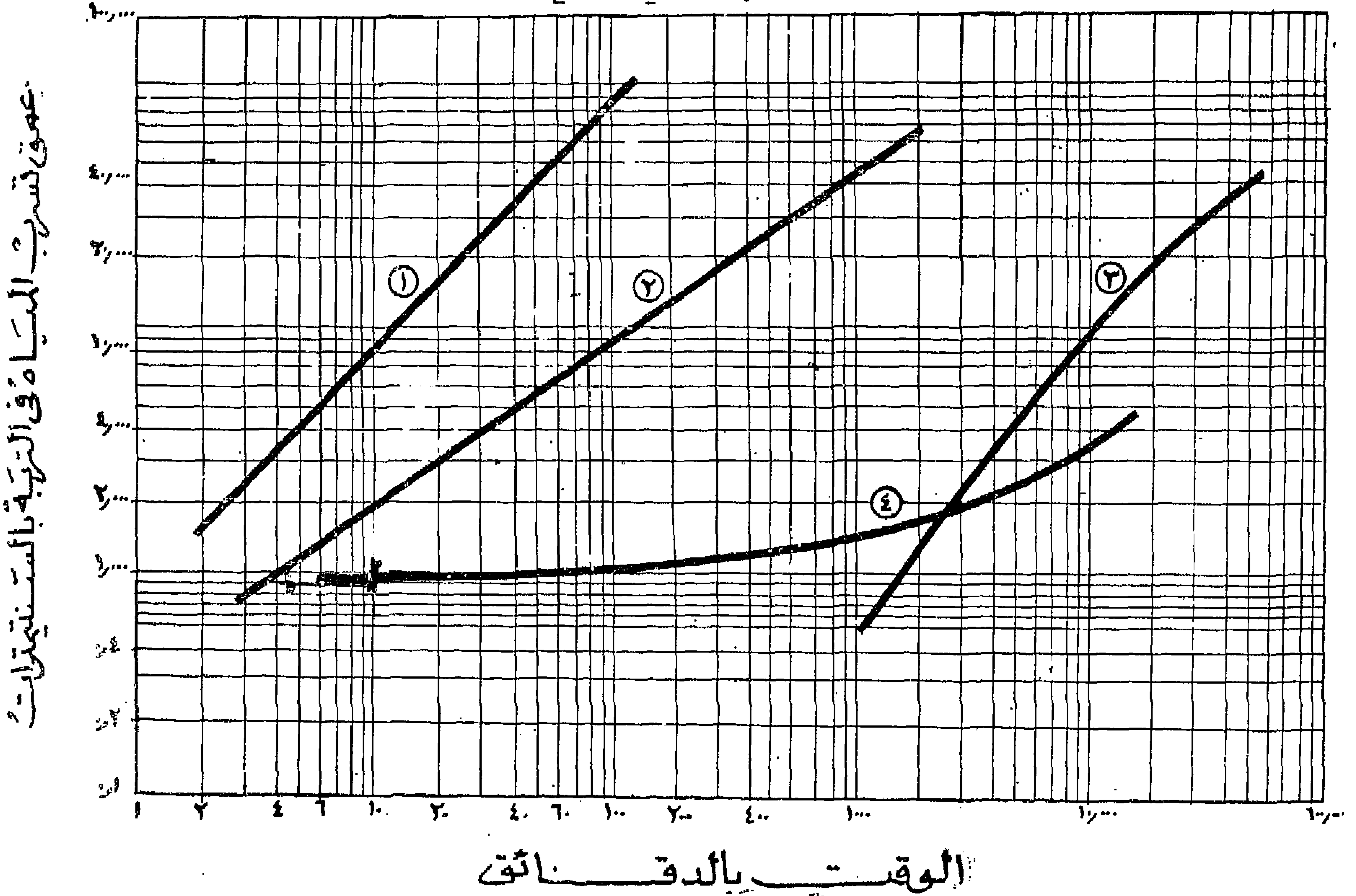
انحدار السطح	نسبة التخفيض في معدل التسرب
صفر إلى ١٠ ٪	صفر إلى ٣٠ ٪
١٠ إلى ٢٠ ٪	٣٠ إلى ٦٠ ٪

ونظراً إلى أن معظم مناطق التوسع الصحراوى بالجمهورية العربيـة المتحـدة لا يزيد انحدار السطح فيها على ٣٠ ٪ فيمكن اعتبار أن معدل تسرب المياه ٦٠ ٪ من القيم الصغرى للمعادلات الموجودة فى الجدول رقم ٢٠) .

٤ — يتأثر معدل تسرب المياه فى التربة بالدورة الزراعية المتبعة وقد اتضح أن المناطق التى يزرع فيها البرسيم الحجازى والذرة فإن متوسط معدل تسرب المياه فى التربة يبلغ ٤ ملليمترات فى الساعة خلال موسم زراعة الذرة بعد البرسيم الحجازى فى حين أن هذا المتوسط كان ١٤ ملليمتراً فى الساعة خلال السنة الثالثة فى منطقة البرسيم الحجازى .

٥ — يتغير معدل تسرب المياه فى التربة تبعاً لـكثافة الزروع الموجودة وتحسين التركيب الميكانيكى للتربة بإضافة المواد العضوية وطريقة التسميد المتبعة .

٦ — يتغير معدل تسرب المياه فى التربة مع خواص مياه الرى المستعملة وخاصة بالنسبة لوجود أملاح مياه



شكل ١٤

الرى أو وجود مواد عالقة بهـا (كالطمى أو الرمال الناعمة) ووجود أملاح فى مياه الرى قد يتسبب عنه حدوث تفاعلات كيميائية فى التربة وخاصة فى حالة وجود مركبات أو أملاح بالتربة مما ينتج عنه تغير فى معدل تسرب المياه ومياه الرى التى تحتوى على نسبة عالية من أمـلاح الصوديوم قد يتسبب عند إعطاءها للتربة حدوث أثر مانع لتسرب المياه ولهذا يلزم معرفة الخواص الطبيعية والكيمائية لمياه الرى فضلا عن دراسة الخواص الطبيعية والكيمائية للتربة ومعرفة التفاعلات الكيمائية التى قد تحدث عند إضافة مياه الرى التى تحتوى على أملاح.

ودرجة تركيز الأملاح الموجودة فى مياه الرى ونوع الأملاح بها وكذلك الأملاح الموجودة بالتربة لا تؤثر فى تحديد معدل إعطاء مياه الرى فقط بل وفى تحديد كمية الرى المعطاة فى الرية الواحدة والفترة بين الريات ويلزم اتخاذ الحيطة عند استعمال مياه المصارف فى رى الأراضى الجيرية كما هو مقترح فى مشروع رى منطقة مريوط من مياه مصرف عموم البحيرة .

٧ — وهناك عوامل أخرى تؤثر فى معدل التسرب كوجود طبقات صماء قريبة من السطح أو مستوى ماء أرض قريب وكذلك معامل النفاذية للتربة الواقعة تحت منطقة انتشار الجذور .

(جدول رقم ٢٢)

نوع التربة	القيمة الكبرى التصميمية لمعدل إعطاء مياه الرى ملليمتر فى الساعة
أرض رملية نسبة الرمال بها تزيد عن ٨٥٪	٧
أرض رملية طينية	٥
أرض طينية خفيفة	٣

والشكل رقم (١٤) يبين نتائج التجارب عن العلاقة بين معدل تسرب مياه الرى فى التربة فى الأراضى المختلفة والوقت .

ومن كل ما تقدم يتضح وجوب اتخاذ الاحتياطات الكافية واعتبار معامل آمن لا يقل عن ٢ عند إختيار القيمة التصميمية لمعدل إعطاء مياه الرى والجدول (٢٢) يبين القيمة التصميمية المناسبة لمعدلات الرى بالرش فى الأراضى المختلفة .

ونظراً لأن معدل إعطاء مياه الرى فى الأراضى الطينية يقل عن نصف قيمة المعدل فى الأراضى الرملية فإن زمن تشغيل الرشاشات لإعطاء سمك معين من مياه الرش يبلغ فى الأراضى الطينية ضعفه فى الأراضى الرملية والمثال الآتى يوضح بعض الصعوبات عند استعمال طريقة الرى بالرش فى الأراضى الطينية لرى بعض المحاصيل وكما هو موضح بالجدول رقم (١٠) — والخاص بمقنن الرى الأقصى للمحاصيل يقدر أقصى مقنن لرى الفدان منزرع بالبقوليات بطريقة الرى بالرش ١٥٠ متراً مكعباً فى الأراضى الرملية أى سمك غمر ٣٧ ملليمتر ، ٢٨٠ متراً مكعباً فى الأراضى الطينية أى سمك غمر ٧٠ ملليمتر وبذلك يبلغ ساعات التشغيل اليومى فى الأراضى الرملية لرى الفدان $\frac{٣٧}{٧}$ = ٥ $\frac{١}{٣}$ ساعات وفى الأراضى الطينية يحتاج إلى تشغيل الرشاشات إلى ٢٤ ساعة لإعطاء أقصى مقنن للرى فضلا عن صعوبة نقل المواسير والرشاشات فى الأراضى الطينية لصعوبة السير عليها بعد رشها إذ تصبح الأرض زلقة ، ولهذا يلزم استعمال نوع معين من الرشاشات فى الأراضى الطينية ولا ينصح بإستعمال طريقة الرى بالرش فى الأراضى الطينية فى المناطق الجافة حيث تعتمد الزراعة طوال العام على الرى الصناعى . ومن المعلوم أن تكاليف مجموعات الرى بالرش تزداد كلما نقص معدل إعطاء مياه الرى نتيجة لزيادة عدد الرشاشات وأطوال المواسير .

حجم حبيبات الرذاذ Droplet Size :

ويراعى ألا يزيد حجم حبيبات الرذاذ عن ٣ ملليمترات

فى الأراضى الرملية ، ٢ ملليمتر فى الأراضى الجيرية حتى لا تضر التربة ولا يضار النبات وخاصة وقت التزهير .

معامل انتظام توزيع مياه الرى الرئيسية :

ويراعى ألا يقل معامل إنتظام توزيع مياه الرى (Uniformity Coefficient) بين الرشاشات عن ٨٥٪ .

(ج) تكاليف الرى

تقدر تكاليف الرى السنوية بعد تحديد المقننات التصميمية وتخطيط المشروع وإعداد المواصفات المناسبة للمعدات ومعرفة ثمن شراء المعدات ومدة استهلاكها وتكاليف تشغيلها وصيانتها السنوية ، وفيما يلى ملخص للطرق المتبعة لتحديد العوامل السابقة :

أولا — المقننات التصميمية :

يلزم بالإضافة إلى ما سبق بيانه تحديد المقننات المائية التصميمية المستعملة عند تخطيط وتصميم مشروعات الرى بالرش وتقدير المقننات المائية التصميمية بعد تحديد :

١ — القيمتين الصغرى والكبرى المقنن المائى لرى الفدان لجميع المحاصيل المقترح زراعتها .

٢ — متوسط عدد الريات السنوية للفدان لجميع المحاصيل وطبقاً للدورة الزراعية المقترحة .

ويلاحظ أن القيمة الصغرى لمقنن الرى للمحاصيل المختلفة فى بدء موسم الزراعة (على إعتبار أن عمق الجذور ١٥ سنتيمتراً تقدر بـ ٥٠ متراً مكعباً للفدان فى الأراضى الرملية ، ٩٠ متراً مكعباً فى الأراضى الرملية الطينية .

(وقد سبق بيان طريقة تقدير هذه القيم) .

وتقدر القيمة العظمى لمقنن الرى للمحاصيل المختلفة فى شهور أقصى استهلاك وطبقاً للدورة الزراعية المتفق عليها كالآتى :

١٦٠ متراً مكعباً للفدان فى الرية فى الأراضى الرملية .

٢٩٠ متراً مكعباً للفدان فى الرية فى الأراضى الطينية الرملية .

وهذه القيم التصميمية تعتبر مناسبة لتصميم مجموعات الرى بالرش فى هذه الأراضى .

ويقدر متوسط عدد الريات فى السنة طبقاً للدورة الزراعية المقترحة فى الأراضى الرملية كالآتى :

٣٤ر × ٥٠ + ٢٢ر × ١٢ + ٢٢ر × ١٥ + ٢٢ر × ٢٥ + ٢٢ر × ٢٠ + ٢٢ر × ٢٠ + ٢٢ر + ٣٥ = ٩٥ر٤٤ أى ٤٥ رية .

وذلك على أساس أن ٣٤٪ من المساحة مزروعة موالح يزرع تحتها خضروات فى الشتوى ثم فول سودانى فى الصيفى و٢٢٪ من المساحة قمح وشعير فى الشتوى وفول سودانى ولوبيا فى الصيفى و٢٢٪ برسيم فى الشتوى وطماطم وبطيخ وذرة فى الصيفى و٢٢٪ خضروات شتوية وصيفية .

وكمية مياه الرى المعطاة للفدان فى السنة تقدر كالآتى :

كمية مياه الرى المعطاة للفدان فى السنة =
متوسط عدد الريات فى السنة للفدان × القيمة المتوسطة للمقنن الأكبر والأصغر مع إضافة حوالى ٢٠٪ بصفة إحتياطية .

وتقدر القيمة المتوسطة للمقنن المائى فى الأراضى الرملية بحوالى ١٢٥ متراً مكعباً للفدان ، ٢٢٠ متراً مكعباً للفدان فى الأراضى الطينية الرملية والجدول رقم (٢٣) يبين متوسط عدد الريات فى السنة وكمية مياه الرى المستعملة فى مختلف الأراضى التى تروى بطريقة الرى بالرش.

(جدول رقم ٢٣)

نوع التربة	متوسط عدد الريات فى السنة	كمية المياه المستعملة فى السنة بالمتر المكعب للفدان
أرض رملية	٤٥	٥٥٠٠
أرض رملية طينية	١٧	٤٠٠٠

ويدخل ضمن هذا العدد عدد الريات اللازمة لإعداد الأرض للزراعة .

وباعتبار أن أقل فترة بين الريات خمسة أيام خلال شهر أقصى استهلاك للمحاصيل المنزرعة فى الأراضى الرملية وثمانية أيام فى الأراضى الطينية الرملية وصافى ساعات التشغيل اليومى ١٦ ساعة فإن أكبر مقنن للرى بالرش .

$= \frac{١٦٠}{٥ \times ١٦} =$ ٢ متراً مكعباً فى الساعة للفدان فى الأراضى الرملية .

$، = \frac{٢٩٠}{٨ \times ١٦} =$ ٢٫٢٥ متراً مكعباً فى الساعة للفدان فى الأراضى الطينية الرملية .

وقد قام بعض الخبراء بتقديرات للمقننات التصميمية للرى بالرش وفيما يلى ملخص لبعض هذه التقديرات فى بعض مناطق الاستصلاح بالوجهين القبلى والبحرى .

تقديرات خبراء شركة أيتال كونسلت للمقننات المائية التصميمية للرى بالرش فى بعض مناطق الوجه القبلى وبعض مناطق الوجه البحرى(١٤) :

قام خبراء شركة أيتال كونسلت بدراسة الاحتياجات المائية فى بعض أراضى وادى النيل وبعض أراضى الدلتا وتقدير المقننات التصميمية لكل من طريقتى الرى السطحى والرى بالرش فى هذه الأراضى .

والجدول رقم (٢٤) يبين نتائج هذه التقديرات :

(جدول رقم ٢٤)

المنطقة	أكبر مقنن للرى فى الرية الواحدة متر مكعب للفدان		أقل فترة بين الريات بالأيام		أكبر مقنن تصميمى للرى متر مكعب فى الساعة للفدان	
	رى سطحى	رى بالرش	رى سطحى	رى بالرش	باتباع طريقة الرى السطحى	باتباع طريقة الرى بالرش
(ا) وجه قبلى :						
الرديسيه	من ٣٠٠ إلى ٣٢٠	من ١٨٠ إلى ٢٠٠	٧	من ٦ إلى ٧	١٫٨٥	١٫٣٠
أسما	من ٣٠٠ إلى ٣٢٠	من ١٨٠ إلى ٢٠٠	٧	من ٦ إلى ٧	١٫٨٥	١٫٧٥
سمالوط	من ٣٠٠ إلى ٣٢٠	من ١٧٠ إلى ٢٠٠	٨	من ٦ إلى ٧	١٫٧٠	١٫٦٠
(ب) الدلتا :						
مديرية التحرير (المنطقة الجنوبية)						
أرض رملية	—	من ١٤٠ إلى ١٧٠	—	من ٥ إلى ٦	—	١٫٦٠
أرض طفلية	—	من ١٧٠ إلى ٢٠٠	--	من ٦ إلى ٨	--	١٫٦٠

(١٤) Italconsult, "Land Reclamation Project".—Master Project Documentation, 1962.

واعتبرت الشركة أن ساعات التشغيل اليومى ٢٤ ساعة وهو فرض يصعب تطبيقة عملياً فى مصر إلا فى حالات قليلة وأثناء الصيف فقط هذا بالإضافة إلى أن طريقة الرى بالرش تحتاج إلى وقت لفك وتركيب المواسير والرشاشات عند نقلها ويراعى أن تكون أقصى صافى ساعات التشغيل اليومى فى حالة اتباع طريقة الرى بالرش ٢٠ ساعة على أساس أن عدد النقلات يحتاج إلى ثلاث ساعات فى اليوم وذلك على أساس أن الفدان فى الأراضى الرملية يحتاج فى أشهر أقصى استهلاك عند ريه بطريقة الرى بالرش إلى سمك غمر حوالى ٣٨ ملليمتر (أى ١٦٠ متر مكعباً للفدان فى الرية) وأكبر معدل لإعطاء مياه الرى للأراضى الرملية ٧ ملليمترات فى الساعة ويحتاج إعطاء هذا السمك تشغيل الرشاشات لمدة ٤٫٥ ساعة أى ثلاث نقلات فى اليوم وتحتاج فك ونقل وإعادة تركيب المواسير والرشاشات بعد كل رية إلى ساعة فى المتوسط — وبذلك فاجمالى ساعات الرى حوالى ٢٠ ساعة أى ثلاث ورديات

هذا بالإضافة إلى تقدير خبراء الشركة للمقنن التصميمى يقل بحوالى ٢٠٪ عن المقنن التصميمى المشار إليه فى هذا البحث وصافى ساعات التشغيل تزيد بحوالى ٢٥٪ عن صافى الساعات المقترحة فى هذا البحث ويمكن اعتبار أن التقديرات المقترحة فى هذه الدراسة بالنسبة للمقننات المائية وصافى ساعات التشغيل تعطى كافة الاحتياجات .

(ثانياً) تخطيط مشروعات الرى بالرش :

تتبع طريقتان للتخطيط :

(ا) الطريقة النصف ثابتة .
(ب) استعمال المجموعات النقالى .

وفيما يلى ملخص :

(ا) الطريقه النصف ثابتة (Semi Fixed)

تقسم المنطقة إلى وحدات متساوية وذلك كما هو مبين فى شكل (١٥) وتبلغ مساحة الواحدة منها حوالى ٦٥٠ فداناً وتعتبر هذه المساحـــة مناسبة من النواحى الفنية والاقتصادية عند اتباع هذه الطريقة وذلك للأسباب الآتية :

١ — تتراوح أبعاد الوحدة بين ١ × ٣٫٥ كم ، ١٫٢٥ × ٢ كم .

٢ — أكبر قطر للمواسير الثابتة ١٣ بوصة وخاصة بالنسبة لمواسير الاسبستوس وذلك على أساس أن السرعة الاقتصادية لجريان المياه فى المواسير الثابتة ٢ متر فى الساعة .

٣ — مساحة الحوشة فى حدود ٢٠ فداناً وأكبر قطر للمواسير النقالى ٤ بوصة وذلك على أساس أن السرعة المتوسطة لجريان المياه فى المواسير النقالى ٣ متر فى الساعة .

٤ — يخصص محبس (Hydrant) لرى حوشتين ويراعى عند تحديد أقطار المواسير أن تكون نسبة الفاقد فى الضاغط بالاحتكاك فى المواسير الثابتة للفدان أقل مقدار عملى واقتصادى ممكن ويراعى ألا تزيد نسبة الفاقد فى الضاغط فى المواسير عن ١٥٪ من قيمة الضاغط عن أول كل قسم فيها

وتروى كل مساحة بواسطة :

(ا) محطة طلمبات ثابتة .

بها ثلاث مجموعات ويمكن للمجموعة الواحدة رى نصف المساحة أى ٣٢٥ فداناً منها واحدة احتياطية وتتكون المجموعة من طلمبة ضغط عالى وماكينتين ديزل وتقدر تكاليف إنشائها وتركيبها حسب الأسعار السائدة حالياً بـ ١٦٢٥٠ جنيه منها ٣٢٥٠ جنيه ثمن مأوى المجموعات وبيارة المص وفتحة الرى .

وقدرت هذه التكاليف على أساس أن مايخص الفدان من قدرة وتصرف مجموعة الرفع العالى الآتى :

١ — ٠٫٦٠ حصانا من قدرة المـاكينة وذلك على أساس أن الرفع الكلى لطلمبة الضغط العالى فى حدود ٦٠ متراً .

ترعة عمومية

مسقة رئيسية

مسقة فرعية

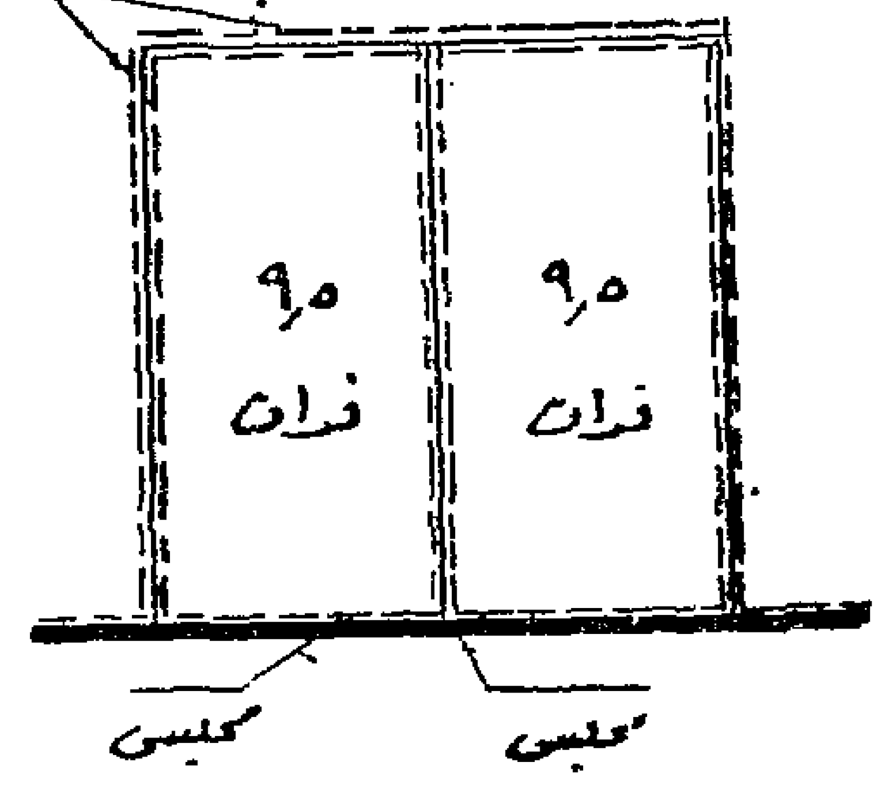
٥٫٠٠٠ كيلومتر

٢٫٠٠٠ كيلومتر

نموذج لتخطيط مزرعة تروى بطريقة الرى بالرش

محطات ثابتة

رسم توضيحي لمزرعى الرش



طرق رئيسية

طرق داخلية

مراوى مبطنة

بيارة

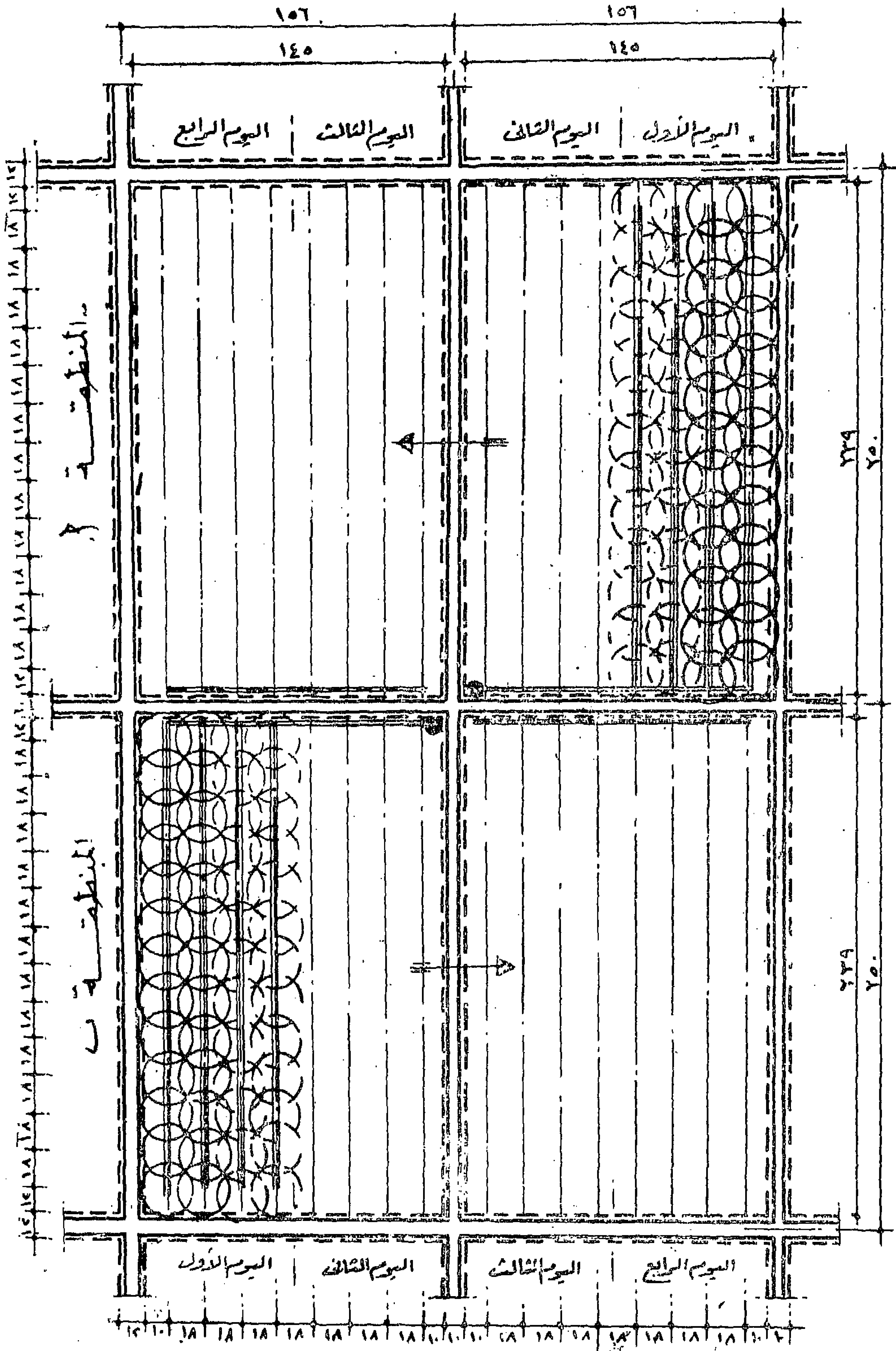
تشجير

محطات ثابتة

كروكى يبين تخطيط منطقة مساحتها ٥٠٠٠ فدان تروى بالرش باتباع طريقة النصف ثابتة

شكل ١٥

تفصيل ري الحوشة م١ ومساحتها ٤٠ فدان



شكل ١٥

٢ — ٢٫٠٠ متراً مكعباً فى الساعة من تصرف طلمبة الضغط العالى .

(ب) المواسير الرئيسية الثابتة وملاحقاتها :

وتقدر تكاليفها بـ ١٩٥٠٠ جنيهاً ويدخل فى ذلك تكاليف التركيب .

(حـ) المواسير النقالى والرشاشات وملحقاتها :

وتقدر تكاليفها بـ ٨٥٠٠ جنيهاً منها ١٥٠٠ جنيهاً للرشاشات أى أن تكاليف الانشاء ستكون فى حدود ٤٩٠٠٠ جنيهاً لمساحة ٦٥٠ فدان أى بواقع ٧٥ جنيها للفدان الواحد .

وفيما يلى بيان بالتكاليف الإنشائية لمشروعات الرى بالرش فى مناطق أنشاص ووردان والحاجر طبقاً للتكاليف الفعلية وتشمل هذه التكاليف قيمة المآوى والبيارات :

المنطقة	المساحة	إجمالى التكاليف الانشائية	ما يخص الفدان
أنشاص	١٥٠٠	١٣٢٥٢٠ ج	٨٨٫٥٠٠ ج
وردان	١٠٠٠	٨٧٥٤٠ ج	٨٧٫٥٠٠ ج
الحاجر	٣٠٠	٢٦٥٥٠ ج	٨٨٫٥٠٠ ج

ويمكن اعتبار أن متوسط التكاليف الإنشائية للفدان من واقع التكاليف فى المناطق الثلاث السابقة يبلغ ٨٨ جنيهاً .

ويلاحظ أن هذه التكاليف تزيد بحوالى ١٥٪ عن التقديرات السابقة (لأن هذه التكاليف تشمل الأدوات الاحتياطية لمدة سنتين) .

(ب) طريقة الرى بالرش بمجموعات نقالى :

تقسم المنطقة إلى وحدات مساحة الواحدة منها فى حدود ٥٠ فداناً تقريباً وذلك كما هو مبين فى شكل (١٦) وتعتبر هذه المساحة مناسبة عند اتباع هذه الطريقة حتى لاتزيد قدرة الماكينة النقالى على ٥٠ حصانا وتروى كل مساحة بواسطة :

(ا) مجموعة للرى النقالى ويقدر ثمنها بـ ١٢٥٠ ج .

(ب) المواسير النقالى والرشاشات وملحقاتها وتقدر ثمنها بـ ١١٥٠ جنيهاً منها ١٥٠ جنيهاً للرشاشات .

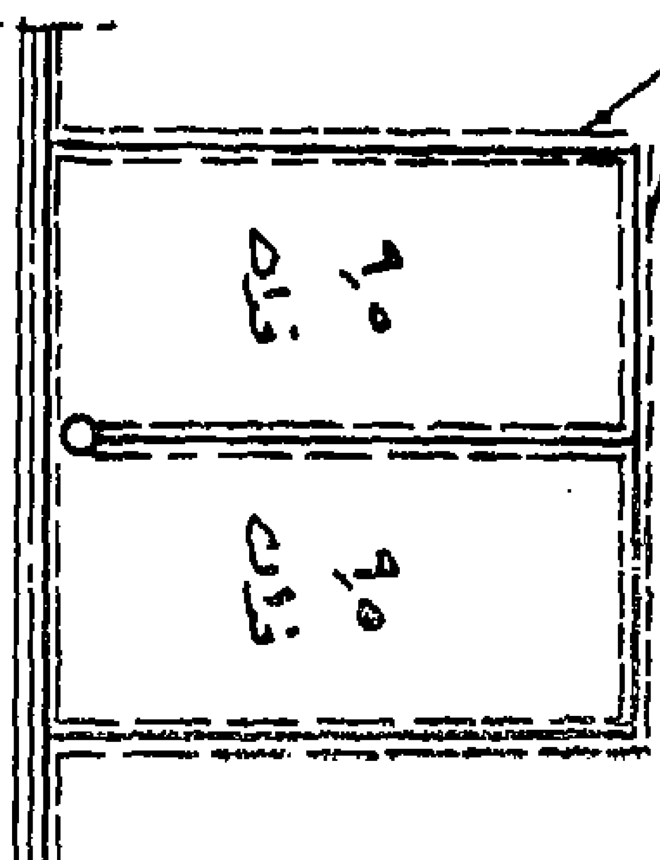
وبذلك تبلغ التكاليف حوالى ٢٥٠٠ جنيهاً لمساحة ٥٠ فداناً أى بواقع ٥٠ جنيهاً للفدان الواحد .

يضاف إلى ذلك تكاليف شق وتكوين المساقى وتبطينها وبناء الأعمال الصناعية الحقلية وبيارات المص وتقدر بحوالى ٢٥ جنيهاً للفدان وبذلك فإن التكاليف الأولية باستعمال مجموعات الرى بالرش النقالى تبلغ ٧٥ج للفدان وهى نفس تكاليف المجموعات النصف ثابتة . وتعتبر الطريقة نصف ثابتة أفضل بالنسبة لأن المساحة التى تشغلها المنافع العامة أقل عنها فى حالة استعمال المجموعات النقالى وتكاليف الرى السنوية تقل تبعاً لقلة عدد العمال اللازمين لتشغيل المحطات الثابتة عنها فى حالة المجموعات النقالى .

وتحتاج باقى عمليات الاستصلاح إلى إضافة تكاليف إنشاء المساقى الرئيسية وشبكة الرى العمومية ومحطات الرفع البحارى ويقدر ما يخص الفدان من تكاليف كل هذه العمليات كالآتى :

	ما يخص الفدان بالجنيهات
أولا — شبكة الرى العمومية والأعمال الصناعية الرئيسية	١٥
ثانياً — المساقى الرئيسية والأعمال الصناعية المقامة عليها وشبكة الجسور والطرق	١٠
الجملة	٢٥ جنيهاً

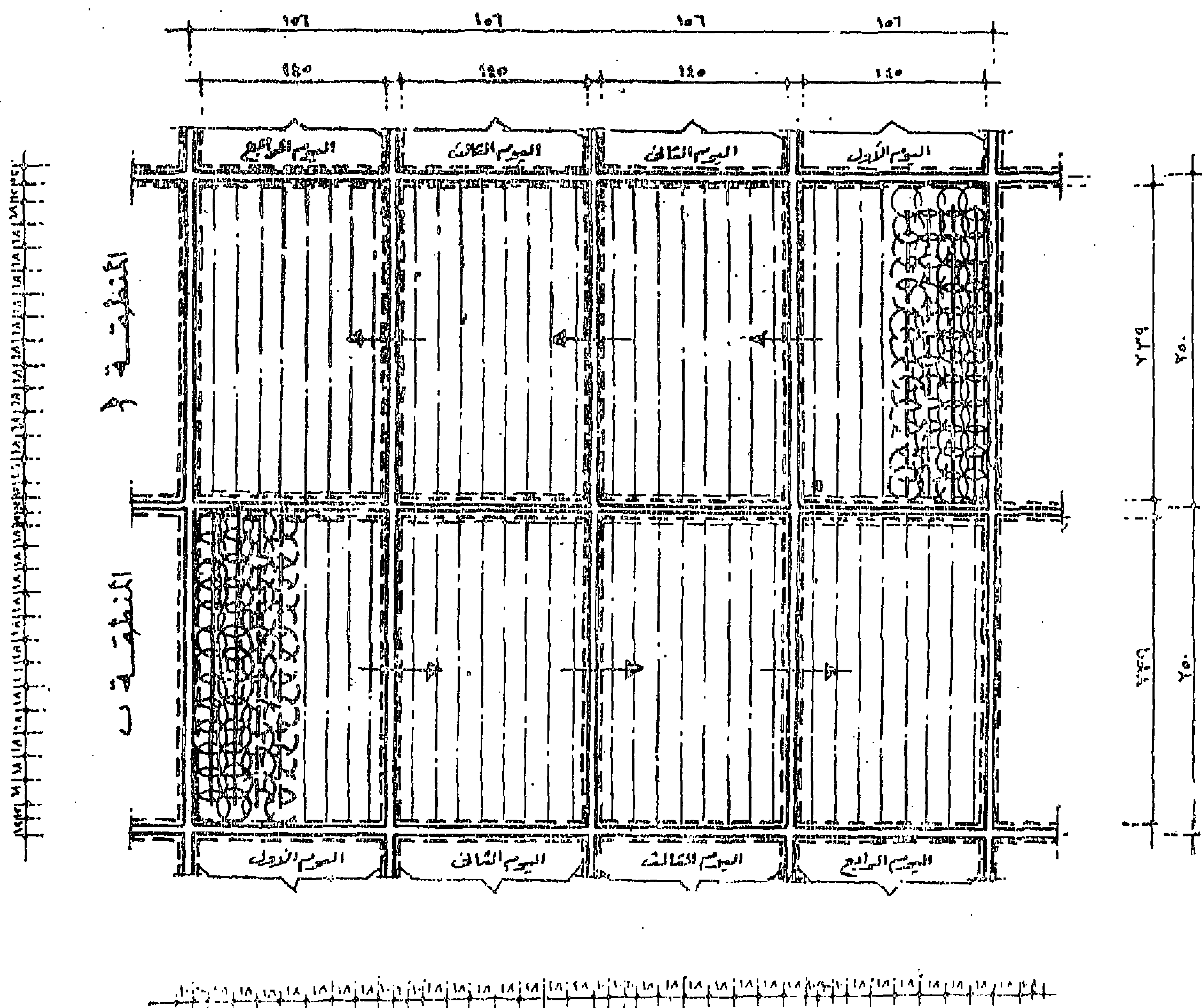
وبذلك تبلغ إجمالى تكاليف الاستصلاح ١٠٠ جنيهاً للفدان باتباع طريقة الرى بالرش .



كروكى يبين تخطيط منطقة مساحتها ٥٠٠ فدان تروى بالرش باستعمال مجموعات نقالى

شكل ١٦

ري الجزئين م١، م٢ بمجموعة نقالى واحدة ومساحتها ٨٠ فدان



(شكل ١٦ — ب)

والجدول رقم (٢٥) يبين عناصر تكلفة تنفيذ مشروعات الرى بالرى لوحدة المساحات :

(جـدول رقم ٢٥)

ما يخص الفدان من تكاليف الأعمال الإنشائية بالجنيهات فى الأراضى الرملية

الطريقة	مجموعات الرفع وملحقاتها بما فى ذلك تكاليف التركيب	مآوى محطات الرفع وملحقاتها	المواسير الثابتة وملحقاتها بما فى ذلك تكاليف التركيب	المواسير النقالى وملحقاتها	الرشاشات وملحقاتها	إجمالى التكاليف
نصف ثابتة	٢٥	٥	٣٠	١٣	٢	٧٥
المجموعات النقالى	٢٥	—	—	٢٢	٣	٥٠

(جــدول رقم ٢٦)

ما يخص الفدان من تكاليف الأعمال الإنشائية فى الأراضى الجيرية

الطريقة	مجموعات الرفع وملحقاتها بما فى ذلك تكاليف التركيب	مآوى محطات الرفع وملحقاتها	المواسير الثابتة وملحقاتها بما فى ذلك تكاليف التركيب	المواسير النقالى وملحقاتها	الرشاشات وملحقاتها	إجمالى التكاليف
نصف ثابتة	٢٨	٥	٣٢	٢١	٤	٩٠
المجموعات النقالى	٣٣	—	—	٣٦	٦	٧٥

وفى المناطق التى تتوافر فيها القوى المحركة الكهربائية فيمكن تقليل التكاليف باتباع الطريقة النصف ثابتة إلى ٦٥ جنيهاً بدلا من ٧٥ جنيهاً ويقابل ذلك زيادة تقدر بحوالى ٥ جنيهات للفدان لمد شبكة الضغط العالى حتى محطات الرفع الثابتة فتكون جملة التكاليف بالطريقة النصف ثابتة وباستعمال الكهرباء ٧٠ جنيهاً .

وتقدر تكاليف الأعمال الإنشائية فى الأراضى الجيرية كما هو مبين فى الجدول رقم (٢٦) ويلاحظ أن التكاليف الإنشائية فى الأراضى الجيرية تزيد عنها فى الأراضى الرملية نظراً لأن معدل إعطاء مياه الرش فى الأراضى الجيرية أقل منه فى الأراضى الرملية مما يتطلب زيادة عدد الرشاشات وزيادة أطوال المواسير النقالى وملحقاتها فضلا عن أن مايخص الفدان من تصرف محطة الطلمبات ٢٫٢٥ متراً مكعباً فى الساعة بينما يقدر فى الأراضى الرملية ٢ متر مكعب فى الساعة غير أنه فى حالة استعمال المجموعات النقالى فإنه يمكن الاستغناء عن تبطين بعض المساقى وعلى هذا فتقدر تكاليف الأعمال الإنشائية عند اتباع طريقة الرى بالرش بالمجموعات النقالى كالآتى :

تكاليف المجموعات النقالى	٧٥ جنيه
تكاليف شبكة الرى الرئيسية والحقلية	٢٥ جنيه
الجملة	١٠٠ جنيه

وهى نفس التكاليف فى الأراضى الرملية .

تكاليف الرى السنوية

وتقدر هذه التكاليف على الأسس الآتية :

أولا — استهلاك رأس المال :

ويستهلك ثمن مآوى المحطات وفتحات الرى وأعمال التبطين والموزعات والأعمال الصناعية على ٢٥ سنة .

المجموعات الثابتة :

يستهلك ثمن الماكينة على ١٥ سنة والطلمبة على ٢٠ سنة

المجموعات النقالى :

يستهلك ثمن الماكينة على ١٠ سنوات والطلمبة على ١٥ سنة .

المواسير الثابتة :

يستهلك ثمن المواسير الاسبستوس على ١٥ سنة والصلب المغطى بالبيتومين على ٢٠ سنة .

المواسير النقالى :

تستهلك على ١٠ سنوات والرشاشات وملحقاتها على ٥ سنوات .

ثانياً — مصاريف الصيانة السنوية :

وتقدر بواقع نسبة مئوية من استهلاك رأس المال كالآتى :

٥٪ لمأوى محطات الرى الثابتة .

١٠٪ لأعمال الرى الصناعية والمواسير الثابتة .

٤٠٪ للماكينات الثابتة .

٥٠٪ للماكينات النقالى .

٢٠٪ للطلمبة الثابتة .

٢٥٪ للطلمبة النقالى .

١٠٪ للمواسير النقالى .

٢٥٪ للرشاشات .

ثالثاً — أجور العمال :

ويعمل بالمحطة الثابتة عدد ٢ سواق طلمبة ، ٢ مساعد سائق ، ١ مساعد ميكانيكى ، ١ خفير ، ويخصها ½ أجرة ميكانيكى ، ¼ مرتب مهندس. وجملة أجورهم السنوية ٦٥٠ جنيهاً .

ويعمل على المجموعة النقالى عدد ٢ سواق طلمبة ، ١

(جدول رقم ٢٧)

البند	التكاليف بالجنيهات — الطريقة — النصف ثابتة	مجموعات نقالى
١ — استهلاك رأس المال :		
(ا) مأوى محطة الرى وملحقاتها	٠٫٢٠٠	—
(ب) تبطين وفتحات وأعمال صناعية	—	١٫٠٠
(حـ) مجموعات ضغط عالى وملحقاتها	١٫٦٠٠	٢٫٣٠
(ء) مواسير ثابتة وملحقاتها	٢٫٠٠٠	—
(هـ) مواسير نقالى ورشاشات وملحقاتها	١٫٧٠٠	٢٫٥٠
٢ — الصيانة السنوية	١٫٠٠٠	١٫٥٠
٣ — أجور عمال التشغيل	١٫٠٠٠	—
٤ — الوقود والزيوت والشحومات	٤٫٥٠٠	٥٫٠٠
٥ — أجور عمال الرى الحقلى	٣٫٠٠٠	٣٫٠٠
٦ — مصاريف إدارية	١٫٥٠٠	١٫٨٠
إجمالى التكاليف	١٦٫٥٠٠	٢٠٫٠٠

وفى حالة استعمال الكهرباء فى إدارة محطات الرى فتقدر تكاليف رى الفدان : ١٥ جنيهاً .

خفير ، ويخصها ½ أجرة مساعد ميكانيكى ، ١½ مرتب مهندس .

وجملة أجورهم السنوية ٣٢٥ جنيهاً .

رابعا — الوقود والزيوت والشحومات :

وقدرت على أساس أن متوسط استهلاك الحصان من الوقود ١٨٠ جراماً فى الساعة وأن ثمن الطن من السولار ١٦ جنيهاً ويضاف إلى ذلك ٢٠٪ نظير ثمن الشحومات والزيوت .

خامسا — المصاريف الإدارية :

وتقدر بحوالى ١٠٪ من مصاريف الصيانة وأجور العمال وثمن الوقود وفى الجدول رقم (٢٧) تقدير تكاليف الرى السنوى بالنسبة لنظامى التخطيط السابق ذكرهما .

ملحوظة :

التقديرات السابقة حسبت على أساس أن الفرق بين متوسط منسوب النقط المرتفعة ومنسوب المياه فى الترع المغذية لمحطة الطلمبات فى حدود خمسة أمتار وفى حالة زيادة الفرق يتعيين زيادة التكاليف بنسبة تتناسب والفرق بين المناسيب .

وفى الأراضى الجيرية فتقدر تكاليف الرى السنوية لنظامى التخطيط السابق ذكرهما كما هو وارد بالجدول رقم (٢٨).

(جـدول رقم ٢٨)

البنـــد	التكاليف بالجنيهات	
	الطريقة	
	النصف ثابتة	مجموعات نقالى
١ — استهلاك رأس المال :		
(ا) مآوى محطة الرى وملحقاتها	٠٫٢٠٠	—
(ب) تبطين وفتحات وأعمال صناعية	—	٠٫٥٠٠
(حـ) مجموعات ضغط عالى	١٫٧٣٠	٢٫٥٠٠
(ى) مواسير ثابتة وملحقاتها	٢٫١٤٠	—
(هـ) مواسير نقالى ورشاشات	٢٫٩٠٠	٤٫٠٠٠
٢ — الصيانة السنوية	١٫١٦٠	١٫٧٥٠
٣ — أجور عمال التشغيل	١٫٠٠٠	٣٫٠٠٠
٤ — الوقود والزيوت والشحومات	٤٫٧٥٠	٥٫٢٥٠
٥ — أجور عمال الرى الحقلى	٣٫٥٠٠	٣٫٠٠٠
٦ — مصاريف إدارية	١٫٦٢٠	٢٫٠٠٠
إجمالى التكاليف	١٨٫٥٠٠	٢٢٫٠٠٠

(جدول رقم ٢٩)

البند	التكاليف بالجنيهات للفدان
١ — استهلاك رأس المال	٢٫٢٠٠
٢ — صيانة سنوية وتطهيرات ترع ومساقى	١٫٥٠٠
٣ — أجور عمال التشغيل	١٫٠٠٠
٤ — الوقود والزيوت والشحومات	٢٫٥٠٠
٥ — أجور عمال الرى الحقلى	٦٫٠٠٠
٦ — مصاريف إدارية	١٫٣٠٠
إجمالى التكاليف السنوية	١٥٫٠٠٠

وتقدر تكاليف الرى السنوية باتباع طريقة الرى السطحى وطبقاً للنسب الزراعية المقترحة فى الأجزاء التى تروى برفع فى حدود خمسة أمتار ويحتاج الفدان إلى حوالى ١٨٠٠٠ متراً مكعباً فى الساعة من مياه الرى تقدر بـ ١٥٫٥٠ جنيهاً للفدان بما فى ذلك مصاريف الرى الحقلى وهذه التكاليف موزعة كما هو وارد بالجدول رقم (٢٩) .

يضاف إلى هذه التكاليف الآتى :

أولا — الربح السنوى لرأس المال المستمر فى عمليات التقصيب وتكوين الجسور وشق المساقى الرئيسية والمصارف .

ويقدر بجنيه للفدان وذلك على أساس أن معدل الربح السنوى ٢½٪ (تتكلف العمليات السالفة الذكر ٤٠ جنيهاً .

ثانياً — التكاليف السنوية لتطهير المصارف وصيانة أعمال الصرف الصناعية وتقدر بنصف جنيه للفدان .

الرى الكنتورى

تتبع طريقة الرى الكنتورى فى الأراضى الغير مستوية أو الشديدة الإنحدار [١٥] ولايقتصر استعمال هذه الطريقة على رى الجناين فقط بل يمكن اتباعها فى رى جميع المحاصيل سواء كانت تزرع على خطوط أو فى ترابيع تروى بطريقة الغمر .

ويتطلب نجاح طريقة الرى الكنتورى عند رى المحاصيل الحقلية تقسيم الأرض إلى حوش وتقسيم هذه الحوش إلى قطع صغيرة (ليست متساوية الأبعاد أو المساحات) يحددها بتون ترابية small levees تسير

فى اتجاه خطوط الكنتور وتقسم هذه القطع إلى أجزاء بيتون أخرى فى اتجاه متعامد على خطوط الكنتور وذلك كما هو موضح فى شكل (١٧ ا) .

والغرض من هذه الطريقة هو الاستغناء عن عمليات التقصيب أو تقليلها إلى حد كبير وتروى هذه الحوش الكنتورية والترابيع الداخلية بها بغمرها من فتحات بمراوى تسير فى اتجاه عمودى على خطوط الكنتور كما هو الحال عند اتباع طريقة الرى العادية والشكلين رقم ١٧ ب ، ١٧ حـ يوضحان الطريقة المتبعة فى مصر فى حالة اتباع طرق الرى العادية والشكل ١٦ ا ب يمثل حوشة مساحتها خمسة أفدنة فى أرض طينية والتقسيم الداخلى لها (الزواريق والمراوى الحقلية ... الخ) والشكل ١٧ حـ يمثل حوشة مساحتها عشرة أفدنة والتقسيم الداخلى لها (الزواريق والمراوى الحقلية .. الخ) .

وفى العادة فإن ما يخص الفدان من مكعبات الأتربة المنقولة أثناء عمليات التسوية يقل فى حالة تقسيم الأرض إلى حوش صغيرة وفى اتجاه الكنتور كما هو موضح بشكل ١٧ب عنه فى حالة تقسيم الحوش إلى مساحات كبيرة بصرف النظر عن اتجاه الكنتور كما هو موضح بشكل ١٧ حـ .

أما فى حالة المحاصيل التى تزرع على خطوط فإن هذه الخطوط تخطط فى اتجاه مواز لخطوط الكنتور تقريباً ويتوقف انحدار هذه الخطوط وطولها ومدة إعطاء مياه الرى على عدة عوامل أهمها :

(١) نوع التربة (رملية ناعمة قابلة للبخر أو طفلية أو طينية مندمجة) .

(٢) انحدار سطح الأرض .

(٣) نوع المحصول .

وكمية مياه الرى المستعملة عند اتباع طريقة الرى الكنتورى لرى المحاصيل الحقليـة لا تختلف كثيراً عنها فى حالة اتباع طريقة الرى العادية (غمر الترابيع أو الرى على خطوط) .

رى الأشجار على خطوط الكنتور :

تهدف هذه الطريقة إلى :

(١) تفادى عمليات التقصيب .

(٢) تقليل كميات مياه الرى المستعملة .

وهناك طريقتان فى زراعة الأشجار على خطوط الكنتور.

(١) طريقة التزاحم وهى أن تزرع الأشجار فى خطوط تتبع خطوط الكنتور وعلى أبعاد متساوية بعضها من البعض الآخر وذلك موضح بشكل ١٨ ا .

(٢) أن تزرع الأشجار على أبعاد متساوية بحيث تقطع محاورها على خطوط متوازية وعلى أبعاد متساوية وفى اتجاه عمودى على الكنتور وذلك موضح فى الشكل (١٨ ب) .

وفى كلا الطريقتين يخصص لكل شجرة باكية تتراوح أبعادها بين ٢ × ٢ متر ، ٣ × ٣ متراً وتروى هذه البواكى من مراوى كنتورية وذلك كما هو موضح بالشكل (١٩ ا) والشكل (١٩حـ) يوضح نموذج لقطاع المراوى الكنتورية وطول هذه المراوى وفترة الرى فى الأراضى المختلفة موضحة بالجدول الموجود بالشكل (١٩) .

تقدير كمية مياه الرى اللازمة عند اتباع طريقة الرى الكنتورى فى رى الأشجار :

إذا اعتبرنا أن متوسط عـدد الأشجار فى الفدان ٨٥ شجرة وإن أبعاد الباكية الخاصة بكل شجرة هى ٣ × ٣ متراً أن سمك مياه الرى ١٥ سنتيمتراً فى الرية الواحـدة فإن كمية المياه اللازمة لغمر هذه البواكى = ١٥/١٠٠ × ٣ × ٣ × ٨٥ = ١١٥ متراً مكعباً للفدان .

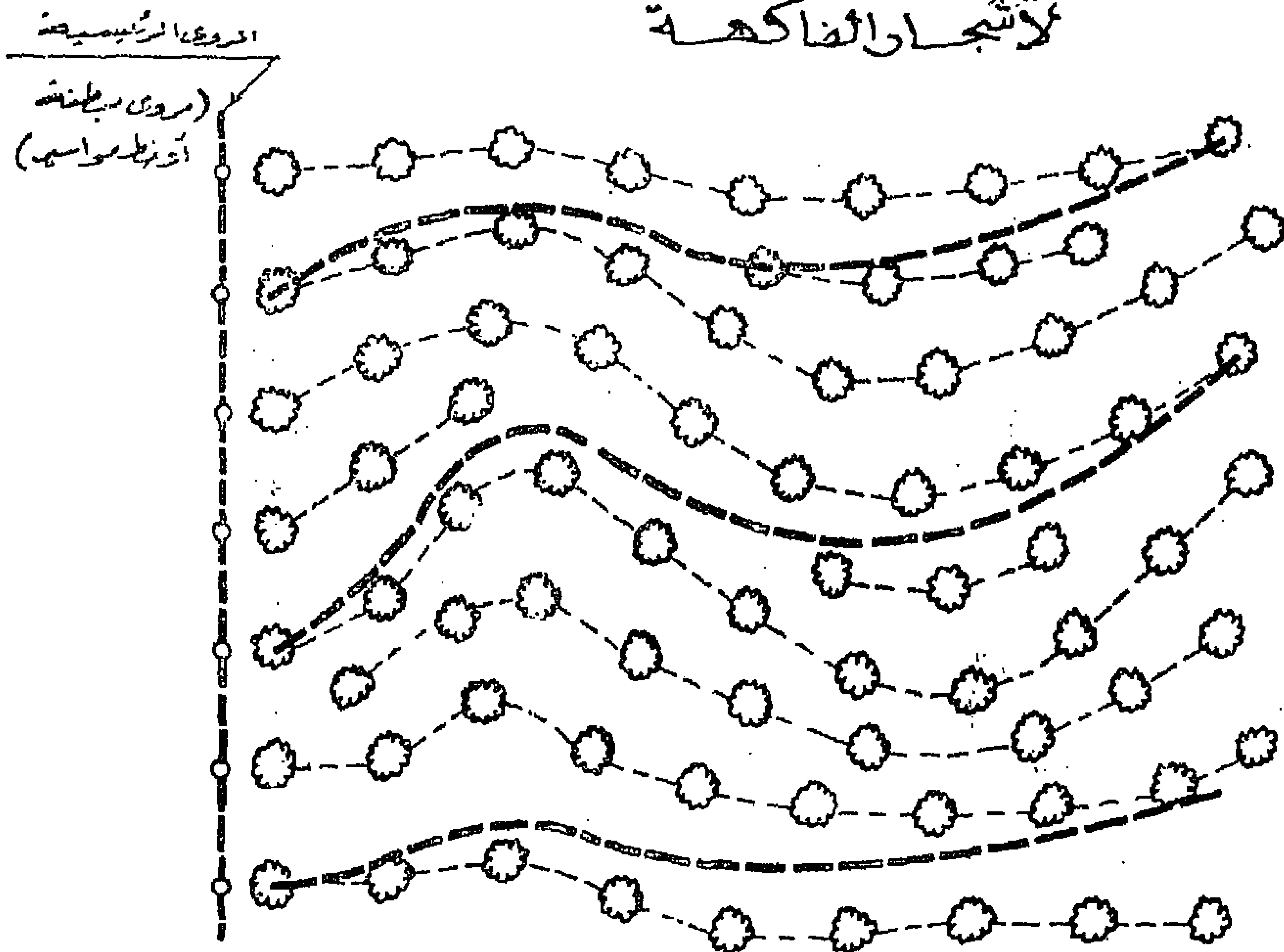
وكمية المياه التى تفقد بالتبخر من المراوى والتسرب

(١٠) Lloyd N. Brown, "Contour Planting and Irrigation on Moderate-To-Steep Slopes", California Agricultural Experiment Station, Extension Service. Circular 440.

رسم توضيحي لمقارنة طريقة الري الكنتوري وطرق الري العادية

شكل ١٧

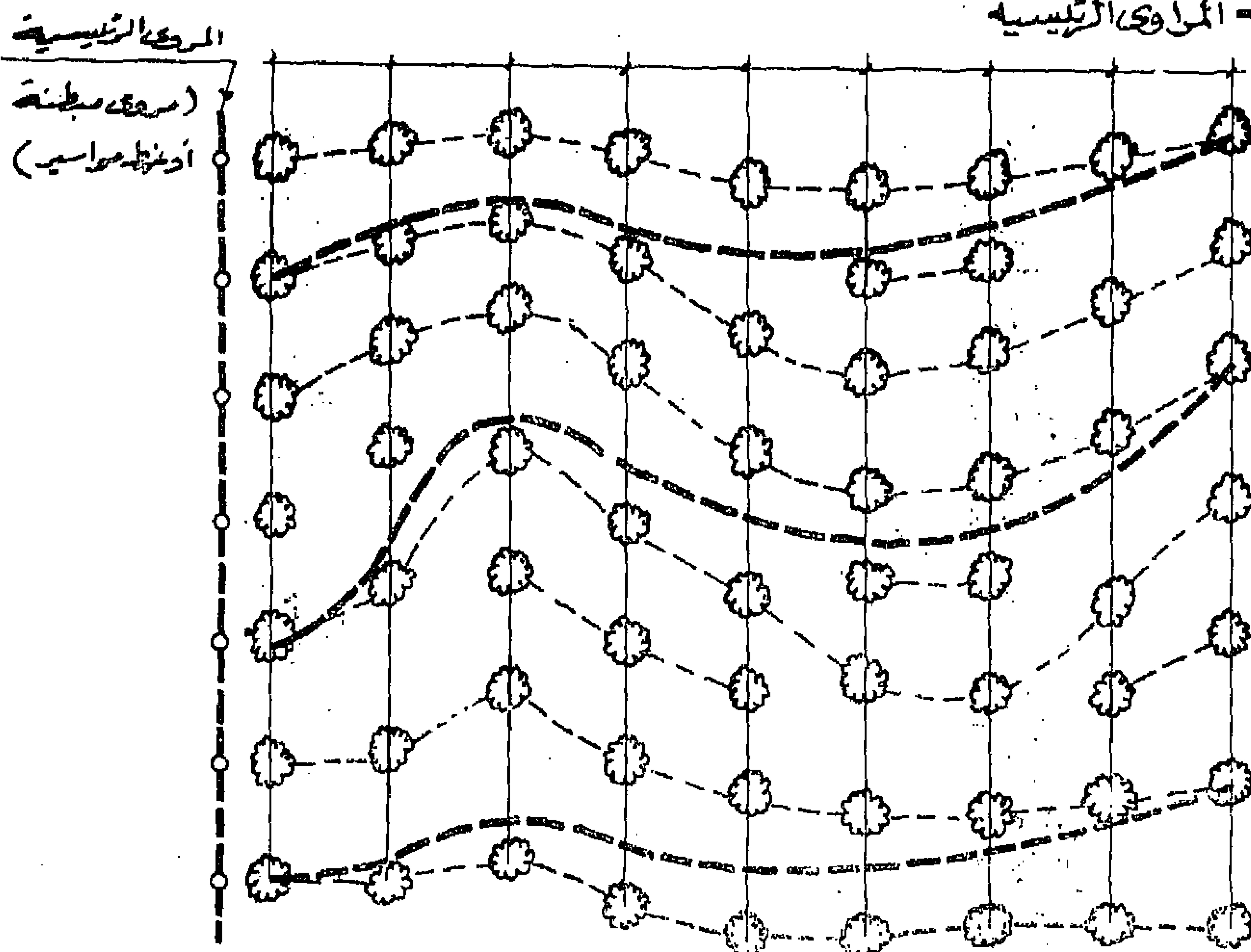
طريقة الري الكنتوري لأشجار الفاكهة



شكل أ

زراعة الأشجار بطريقة التزاحم
(٨٠ شجرة في الفدان)

خطوط الكنتور
خطوط الأشجار
المراوى الرئيسية



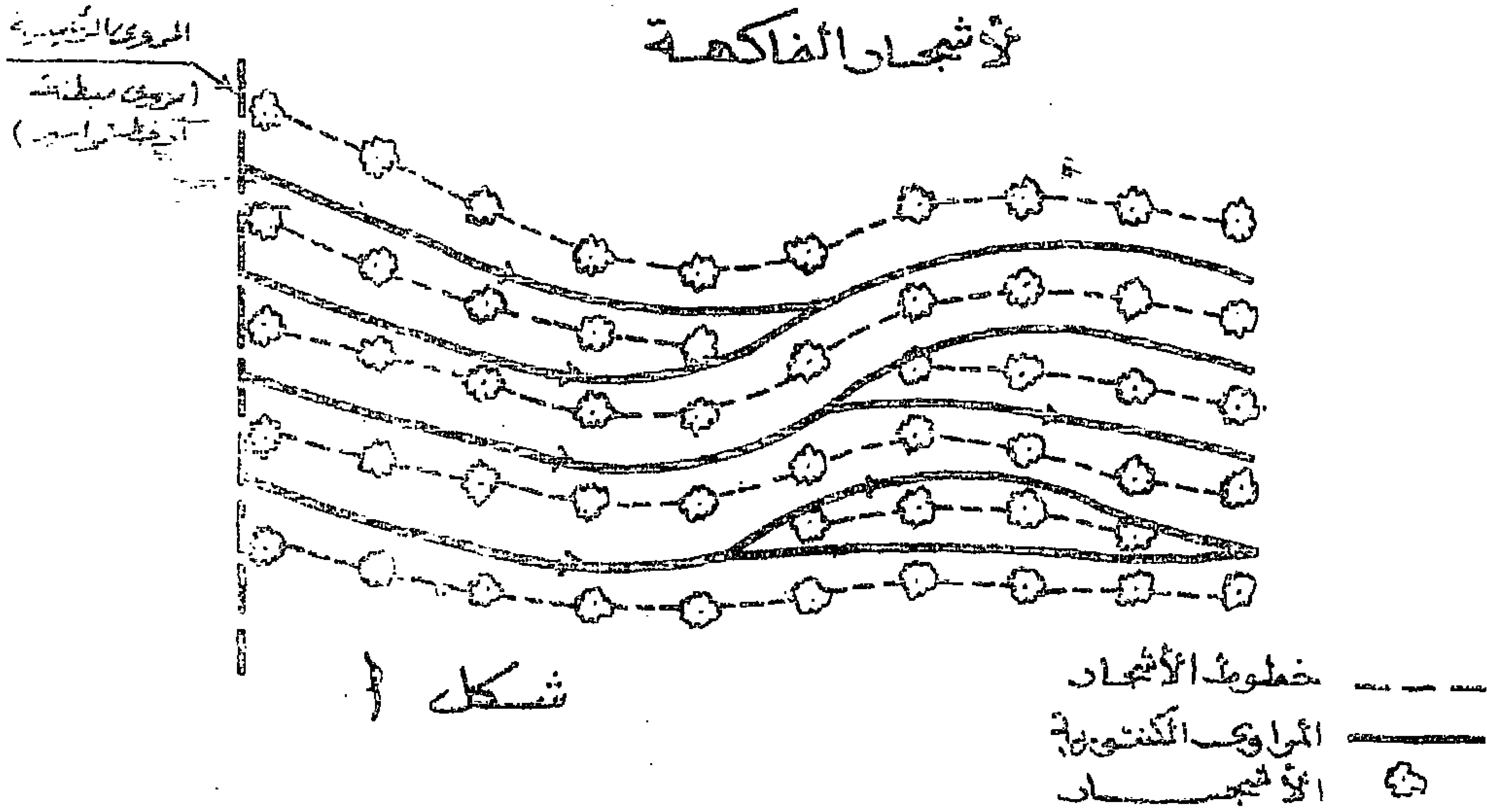
شكل ب

زراعة الأشجار على خطوط بأبعاد متساوية في الاتجاه
العمودي على الكنتور (٦٥ شجرة في الفدان) *

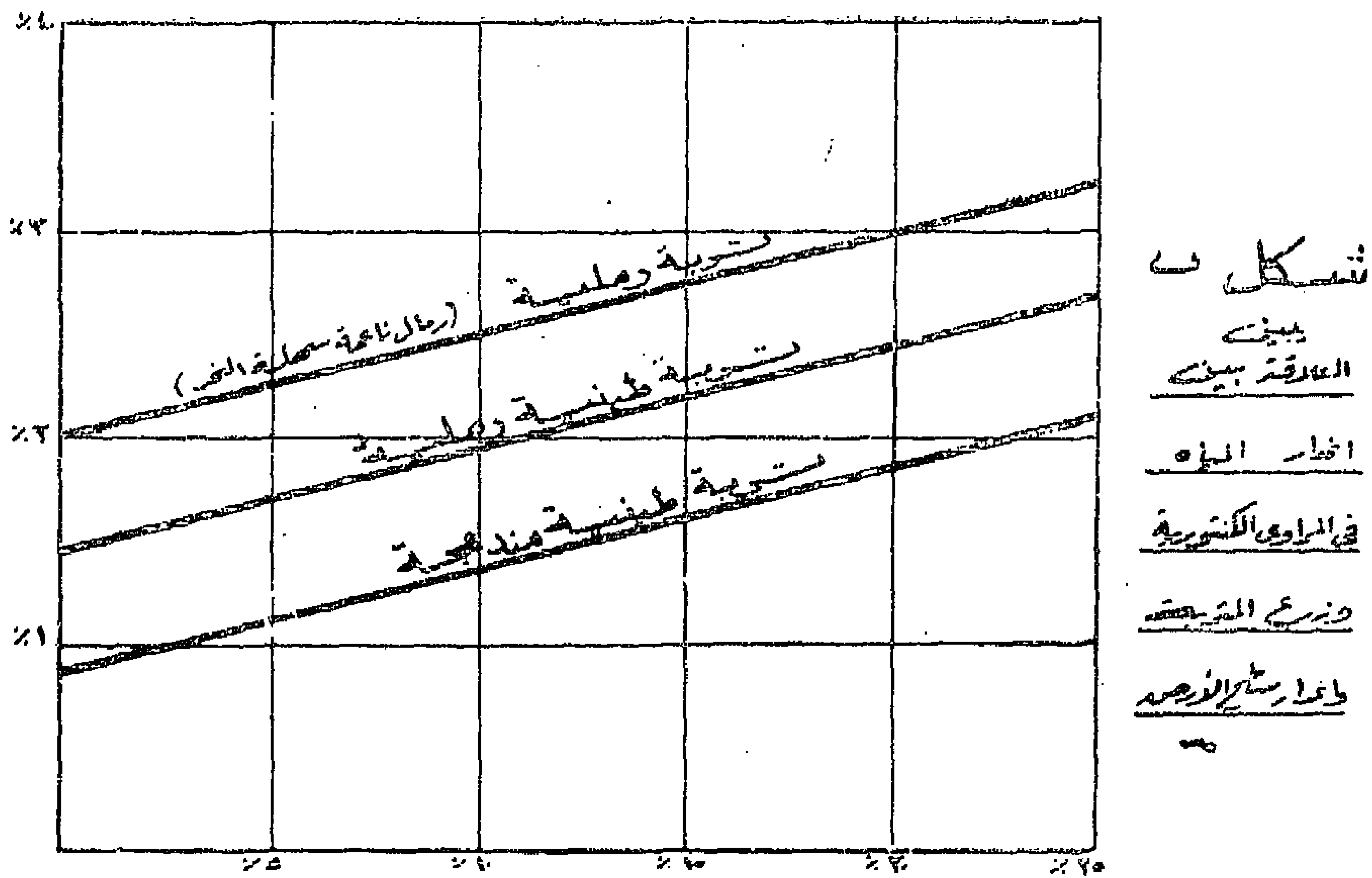
شكل ١٨

طريقة الري الكنتوري

لأشجار الفاكهة

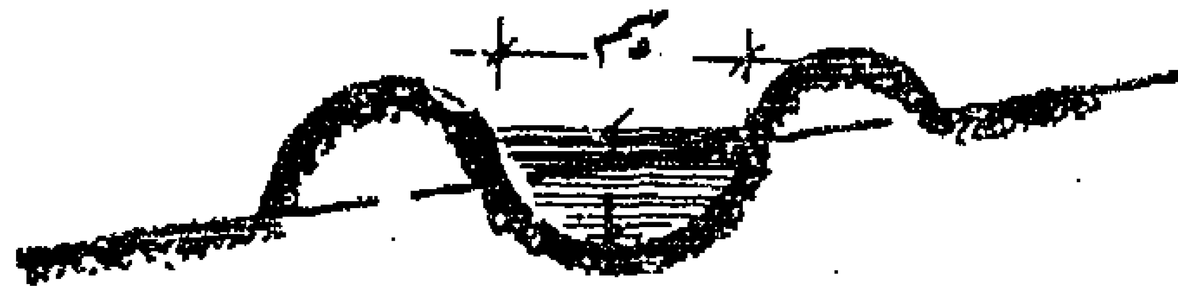


شكل أ



شكل ب
يبين العلاقة بين انحدار المياه في المراوى الكنتورية ونوع التربة وانحدار سطح الأرض

انحدار سطح الأرض



شكل حـ
يبين قطاع عرضى في المراوى الكنتورية

العلاقة بين نوع التربة وطول المروى وفترة إعطاء مياه الري

فترة إعطاء مياه الري	نوع التربة	طول المروى الكنتورى
من ٢ الى ٦ ساعة	رملية	من ٦٠ الى ١٢٠ متر
من ٦ الى ١٢ ساعة	رملية طينية	من ١٢ الى ١٨٠ متر
من ١٢ الى ٢٤ ساعة	طينية	من ١٨ الى ٢٤٠ متر

شكل ١٩

فى التربة من المحيط المغمور — لهذه المراوى أثناء الرى والتى تصرف تقدر بحوالى ٤٥ متراً مكعباً فى الرية وذلك على أساس أن فترة الرى ٦ ساعات فى الأراضى الرملية وأن معدل التسرب من المحيط المغمور من المراوى ١٢ ملليمتراً فى الساعة ، ومقدار التبخر أثناء الرى خلال شهر أقصى استهلاك يندر اليوم — وعلى هذا فكمية مياه الرى المعطاة فى الرية الواحدة تعدل كالآتى :

١١٥ + ٤٥ = ١٦٠ متراً مكعباً للفدان

وهو يعادل المقنن التصميمى للرى بالرش .

الطريقة المقترحة لرى الأراضى الرملية :

طبقاً للدورة الزراعية التى اتفق عليها خبراء وزارة الإصلاح الزراعى فى استزراع الأرض الرملية يخصص ٣٤٪ من المساحة لزراعة الموالح على أن يزرع تحتها محاصيل حقلية لمدة أربع سنوات .

وتوفيراً لمياه الرى يمكن اتباع الطريقة الآتية فى رى الأراضى الرملية :

(١) تزرع أشجار الموالح فى المساحات المخصصة بها على خطوط الكنتور .

(٢) عند تخطيط مشروعات الرى بالرش يراعى تحديد المساحات التى تزرع أشجار وأن يخصص خط أو خطين من الخطوط الثابتة فى زمام كل محطة لرى الأشجار .

(٣) تتبع طريقة الرى بالرش فى رى المساحة جميعها لمدة ١٠ سنوات ويستمر استعمالها بعد ذلك فى المساحات المنزرعة بالمحاصيل الحقلية والخضروات .

(٤) تروى أشجار الموالح بعد عشر سنوات من سنوات الاستزراع (أى خمسة سنوات من زراعة الموالح) بطريقة الرى الكنتورى على أن تستعمل محابس الرى بالرش المركبة على الخطوط الثابتة فى رى المراوى الكنتورية لرى أشجار الموالح بها — وتعتبر فترة العشر سنوات (الفترة المناسبة لإستهلاك المواسير النقالى والرشاشات) .

ويمكن عند اتباع طريقة الرى الكنتورى بعد عشر سنوات تقليل الضاغط فى المواسير الثابتة وبالتالى مقدار الرفع عند محطات الضغط العالى بحوالى ٣٠ متراً فى المتوسط وهو الضاغط اللازم لتشغيل الرشاشات وبذلك تقل تكاليف الرى السنوية .

ولتطبيق هذه الطريقة عملياً فى محطات الضغط العالى يصمم مأوى المحطة بحيث يترك مكان لتركيب وحدة رفع واطى بعد عشر سنوات تدفع فى الخط الخاص بالمساحة المزروعة بأشجار الموالح .

مشاكل الري بالرش

أثيرت الاعتراضات الآتية بالنسبة لاتباع طريقة الرى بالرش فى الجمهورية العربية المتحدة :

١ — تحتاج هذه الطريقة إلى خبرة خاصة فى التشغيل قد يتسبب عن عدم توافرها كثرة تعطل هذه المجموعات والرد على أنه اتضح من التجارب العديدة التى أجريت بالجمهورية العربية المتحدة خلال السنوات السبع الماضية أنه يمكن للمزارعين اكتساب خبرة استعمال معدات الرى بالرش بسهولة .

٢ — حاجة هذه الطريقة إلى صيانة خاصة قد لا يمكن توافرها والرد على ذلك أنه يمكن التغلب على هذه الصعوبات وذلك بتوفير قطع الغيار اللازمة لمعدات الرى بالرش وقد أمكن صناعة معظم مهمات هذه الطريقة محلياً وذلك على الوضع الآتى :

أولا — المواسير وملحقاتها :

(ا) المواسير الرئيسية والفرعية الثابتة :

وتصنع إما من الاسبستوس أو من الصلب المغطى

بالبيتومين أو الزهر ويجرى الآن إنتاج الثلاث فى الجمهورية العربية المتحدة بنجاح كبير وعلى نطاق واسع وطبقاً للمواصفات القياسية المعتمدة دولياً .

(ب) المواسير النقالى :

ويمكن صناعة المواسير السريعة الفك والتركيب من الألومنيوم أو من الصلب الرقيق المجلفن فى المصانع الحربية وغيرها من الشركات المختصة وقد قامت المصانع بصنع مواسير الرى بالرش لمساحة ٧٠٠ فدان بصفة تجريبية بالقطاع الجنوبى لمديرية التحرير وتستعمل هذه المعدات بنجاح .

ثانياً — الرشاشات وملحقاتها :

ويمكن صنعها بسهولة فى المصانع الحربية أو الورش التابعة للهيئات الخاصة والعامة طبقاً للنماذج التى تثبت نجاحها فى تجارب الرى بانرى ، وقد قامت المصانع الحربية والورش الميكانيكية بمديرية التحرير بإنتاج أنواع مختلفة من الرشاشات يجرى تجربتها لإدخال تحسينات عليها .

ثالثاً — طلمبات الضغط العالى :

ويمكن صنع الأنواع الصغيرة والمستعملة منها فى المجموعات النقالى والتى يبلغ تصرفها فى حدود ١٥٠ متراً مكعباً فى الساعة ورفعها الكلى فى حدود ٥٠ متراً وهى تكفى لرى ٤٠ فدان فى المتوسط .

رابعاً — المحركات :

يلزم لمجموعات الرى بالرش النقالى محركات من نوع الديزل ذات قدرة تطابق المواصفات المناسبة وقوتها فى حدود ٥٠ حصاناً وترتبط بصناعتها للأغراض الصناعية والزراعية وتنتج هذه المحركات الآن فى الجمهورية العربية المتحدة .

أما الماكينات أو المحطات الكهربائية ذات القدرة العالية فيمكن الحصول عليها بسهولة على أن يتم استيراد القطع اللازمة لصيانتها عند شرائها لمدة سنتين على الأقل .

٣ — عدم إمكان نجاح طريقة الرى بالرش فى غسيل الأراضى التى توجد بها أملاح :

والرد على هذا الاعتراض أن طريقة الرى بالرش لا يقترح استعمالها فى الأراضى الطينية للأسباب السابق ذكرها ، وفى حالة وجود أملاح بالتربة فإن احتياجات الغسيل من المياه Leaching Requirements تزيد كثيراً عن إحتياجات الرى العادية والهدف من إعطاء مياه الرى بعد التخلص من الأملاح الموجودة فى منطقة انتشار الجذور هو إيجاد حالة إتزان بالنسبة لدرجة تركيز الأملاح بالتربة Salt Balance وذلك بإبقائها بعيداً عن منطقة الجذور ومع هذا يلزم إعطاء كمية مياه فى الرية الواحدة تزيد عن حاجة النبات فى الأراضى الطينية الملحية للمحافظة على حالة اتزان الأملاح بها .

وفى الأراضى الجيرية أو الطينية الرملية والتى توجد بها أملاح بنسب عالية فإن اتباع طريقة الرى بالرش تتطلب استعمال كميات مياه تزيد كثيراً عن كميات المياه المحسوبة طبقاً لإحتياجات النبات ويتعين إضافة الأسمدة والمخصبات الكيميائية للاسراع فى عمليات الغسيل .

ويلزم قبل اتباع طريقة الرى بالرش فى مثل هذه الأراضى القيام بدراسات وافية وإجراء تجارب عملية للتحقق من نجاح هذه الطريقة وخاصة إذا كانت مياه الرى تحتوى على نسبة عالية من الأملاح كما هى الحالة فى مشروع رى منطقة مريوط حيث سترى هذه المنطقة من مصرف عموم البحيرة بطريقة الرى بالرش (يلزم فى هذه الحالة زيادة المقننات المائية وتقليل معدل إعطاء مياه الرى إلى الحد المناسب وهو لا يزيد على خمسة ملليمترات فى الساعة) .

أما فى الأراضى الرملية المسامية التى توجد بها نسبة عالية من الأملاح فإن اتباع طريقة الرى بالرش يمكن بها التخلص من الأملاح الموجودة بالتربة بزيادة كمية مياه الرى المعطاة وذلك بزيادة عدد ساعات تشغيل الرشاشات فى الريات الأولى وقد نجحت طريقة الرى بالرش فى إزالة

الأملاح الموجودة بالأراضى الرملية وذلك طبقاً لنتائج التجارب المحلية والخارجية .

مما تقدم يتضح أنه لا خوف البتة من استعمال طريقة الرى بالرش فى الأراضى الرملية المسامية والتى بها أملاح يمكن إذابتها بمياه الرى .

٤ — التشجير ومصدات الرياح :

يلزم لنجاح الأراضى الصحراوية المكشوفة زراعة مصدات الرياح وذلك بإحاطة الحوش بصفوف من الأشجار (الكازورينا أو الكافور . . الخ) وتشجير جوانب المساقى والترع ويفضل أن تكون المساحات المكشوفة فى حدود العشرين فدان وكلما صغرت المساحة التى تحيط بها مصدات الرياح كلما ساعد على حماية المحاصيل وخاصة أشجار الفاكهة أثناء سنوات الاستزراع الأولى .

ويمكن فى حالة الرى السطحى (بعد تقسيم الأرض إلى حوش وتسويتها وإعطائها الميول المناسبة) رى مصدات الرياح المحيطة بالحوش بسهولة وذلك أثناء رى الحوش .

ونظراً لأنه لا تعمل عمليات تقصيب فى حالة اتباع الرى بالرش لهذا فإنه يلزم تقسيم الأرض إلى قطع فى عشرة أفدنة وإحاطة هذه القطع بصفوف الأشجار ويمكن رى هذه الأشجار بسهولة من مجموعات الرى بالرش النقالى أو من المحابس (فى حالة المجموعات النصف ثابتة) بتوصيل المياه إلى أعلى النقط فى محيط الحوش المزروعة بالأشجار وتزرع هذه الأشجار عادة فى خطوط أوطى من سطح الأرض بحوالى ٥٠ سنتيمترا وعرض الخط متراً فى المتوسط .

٥ — الناحية الاجتماعية وإدارة المزارع فى مناطق الرى بالرش :

تهدف سياسة الدولة إلى استصلاح أكبر مساحة ممكنة من الأراضى وفق إمكانيات المياه المتوفرة واستزراع هذه الأراضى بعد استصلاحها ثم توزيعها على صغار الملاك (المنتفعين) .

وقد أثير اعتراض على أن اتباع طريقة الرى بالرش سيوجد بعض الصعوبات فى الأراضى التى ستزرع خاصة وأن كل مجموعة من المواسير والرشاشات لا تستخدم فى مساحة صغيرة بحيث يمكن تسليم كل مالك ما يخصه من مواسير ورشاشات ويحدد له محبس للرى منه .

والرد على ذلك يتلخص فى الآتى :

١ — أنه فى حالة الرى السطحى تقسم الأرض إلى حوش وتصل مساحة الحوشة إلى ٤٠ فدان ويخصص لكل حوشه فتحة رى واحدة ومساحة الحوشة موزعة فى العادة على عشرة ملاك فى المتوسط ويقوم ملاك كل حوشة بريها مزاملة مع زملائه من فتحة رى واحدة .

وفى حالة الرى بالرش تقسم المساحة إلى قطع (مساحة القطعة ٤٠ فدان فى المتوسط) ويخصص لكل قطعة محبس واحد ومجموعة من المواسير والرشاشات لرى هذه القطع ويمكن تسليم هذه المواسير والرشاشات لملاك الحوشة لريها مزاملة وصيانة المواسير والرشاشات وملحقاتها .

أما بخصوص محطات الضغط العالى فإن وضعها هو نفس الوضع بالنسبة لمحطات الرى البحارى لأنها تخدم زمامات كبيرة وإدارتها وتشغيلها وصيانتها يجب أن يكون تحت إشراف الجمعيات التعاونية كما وأن صيانة شبكة الرى والصرف الداخلية ستكون تحت إشراف الجمعيات التعاونية وما ينطبق على المساقى والمصارف ينطبق على خطوط المواسير الثابتة والمحابس القامة عليها بالنسبة لصيانتها .

ونظراً لأن الدورة الزراعية المقترحة للأراضى الرملية حددت نسبة ٣٤٪ من الأرض لزراعتها بالجناين (موالح . . . . الخ) على أن تزرع تحتها فول سودانى وخضروات حتى يكتمل نمو الأشجار وتستهدف هذه الخطة إلى أن زراعة الحدائق ستعطى ايراداً تناسب مع ما سيصرف على استصلاح الأرض وريها .

وزراعة الجناين تتطلب عناية كبيرة وخبرة خاصة قد لا تتوفر لدى المزارع العادى (المنتفع) وستروى هذه الجناين وما يزرع تحتها بالرى بالرش خلال خمس سنوات على أن تروى على خطوط الكنتورى (بالبواكى) بعد ذلك ، وحتى يمكن تقليل تكاليف الرى وكمية المياه المستعملة فإن الإشراف على زراعة الجناين وريها بالرش أو على خطوط الكنتور تفضل أن يوكل إلى الجمعيات التعاونية .

٦ — زيادة تكاليف الرى السنوى :

نظراً لأن معدل استهلاك النبات لمياه الرى Consumptive Use ثابت تحت نفس الظروف والعوامل الجوية بصرف النظر عن نوع التربة وذلك كما سبق إيضاحه بينما تتوقف كمية مياه الرى المعطاه على نوع المحصول والخواص الطبيعية والكيمائية للتربة ودرجة استواء السطح وكفاءة الرى فإن اتباع طريقة الرى بالرش فى الأراضى ذات القوام الدقيق والبناء التجانسى والقليلة المطامية كأراضى الطينية لا ينتظر من اتباعه الحصول على وفر يذكر فى كمية مياه الرى .

وفى الأراضى ذات القوام الخشن والبناء المفتوح يمكن اتباع طريقة الرى بالرش للحصول على وفر يقدر بحوالى ١٢٠٠٠ متر مكعب للفدان فى السنة طبقاً للدورة الزراعية المقترحة ونسب التحصيل السابق الاشارة إليها.

فضلا أن معدل إعطاء مياه الرى Rate of Application يقل كثيراً فى الأراضى الطينية عنه فى الأراضى الرملية مما تسبب عنه زيادة فى تكاليف الرى السنوية وزيادة فى ثمن المعدات وتقدر نسبة الوفر فى كمية مياه بحوالى ١٠٪ من مياه الرى المستعملة وذلك عند اتباع طريقة الرى بالرش فى الأراضى الجيرية أو الطينية .

وإذا أخذ فى الاعتبار ثمن مياه الرى المستعملة (مقدرة على أساس ما دفعته الدولة من تكاليف إنشاء سدود التخزين والقناطر ومجارى الرى وصيانتها — والأعمال الصناعية المقامة عليها وما تدفعه من تكاليف تشغيلها وصيانتها سنوياً) فإن الدولة تحصل على وفر يقدر بحوالى خمسة جنيهات من رى كل فدان فى السنة فى الأراضى الرملية عند اتباع طريقة الرى بالرش وذلك على أساس أن متوسط ثمن تكلفة المتر المكعب من مياه النيل عند توصيلها إلى الدلتا والمناطق المتاخمة لها ٠٫٤ مليما هذا بالإضافة إلى توفير تكاليف الصرف السنوية لانعدام الفاقد بالصرف السطحى والفاقد بالتسرب العميق فى الأراضى الرملية عند اتباع طريقه الرى بالرش .

وتقدر تكاليف الصرف بأربعة جنيهات للفدان فى السنة (يدخل فى هذا تكاليف صيانة مجارى الصرف والأعمال الصناعية المقامة عليها وتشغيل وصيانة محطات الصرف) فى الأراضى الرملية التى تروى رياً سطحياً .

ويقدر تكاليف الوفر فى الأسمدة المستعملة بحوالى جنيهين للفدان عند اتباع طريقة الرى بالرش فى الأراضى الرملية نتيجة لتقليل نسبة ما يفقد من هذه الأسمدة بتسربها مع مياه الغمر بعيداً عن منطقة انتشار الجذور .

ويحتاج الفدان الذى يروى بطريقة الرى بالرش إلى ⅓ عدد العمال اللازمين لريه بطريقة الرى السطحى وبذلك يبلغ الوفر فى تكاليف الرى الحقلى حوالى ثلاثة جنيهات فى المتوسط فى السنة .

وبذلك فإن اتباع طريقة الرى بالرش فى الأراضى ذات القوام الرملى أو الحصوى ينتج عنه وفر يقدر بحوالى ١٤ جنيهاً فى السنة وفى الأراضى الجيرية بثلاثة جنيهات تقريباً كما هو وارد بالجدول رقم (٣٠) الآتى :

(جدول رقم ٣٠)

الوفر الناتج من اتباع طريقة الرى بالرش

الرقم	البنـد	مقدار الوفر فى التكاليف السنوية			
		أرض رملية		أرض جيرية	
		جنيـه	مليم	جنيـه	مليم
١	مياه الرى التى تتوفر	٥	٠٠٠	—	٦٠٠
٢	الصرف	٤	٠٠٠	—	٤٠٠
٣	الأسمـدة	٢	٠٠٠	—	—
٤	الأيدى العاملة	٣	٠٠٠	٢	٠٠٠
	الجمـلة	١٤	٠٠٠	٣	٠٠٠

الخلاصـــة

تتصف الرقعة الزراعية بالجمهورية العربية المتحدة بأنها من أشد بلاد العالم ازدحاماً بالسكان ، ويتزايد عدد السكان بمتوسط يبلغ ٢ مليون نسمة كل عشر سنوات ، وخلال السنوات السابقة لعـام ١٩٥٣ لم تزد المساحة الزراعية زيادة تذكر وأصبحت الزراعة وحدها عاجزة عن الوفاء بمطالب هذا الشعب وترقية مستوى معيشته .

لهذا استهدفت ثورتنا المباركة إلى الإسراع فى استغلال جميع مصادر الثروة فى البلاد سواء فى النواحى الصناعية أو الزراعية إذ أن تقدم الزراعة يرتبط بتقدم الصنـاعة بأوثق رباط والتقدم الصناعى يفسح المجـال لإدخال الأساليب الفنية الحديثة والآلات الميكانيكية فى زراعة الأرض (ميكنة الزراعة) وإقامة الصناعات الزراعية ، ويساعد على تحسين وسائل الرى والصرف واتباع طرق حديثة للرى كالرى بالرش يحتاج إلى معدات يمكن إنتاجها محلياً وبذلك تتمكن البلاد من زيادة الانتاج الزراعى فى الأراضى المزروعة حالياً ، والتى ستصلح وتستزرع فى المستقبل القريب .

ولم يقتصر الهدف على هذا بل انطلقت حركة الانتاج الجبارة إلى الامتداد الأفقى فى الزراعة عن طريق قهر الصحراء والبوار نظراً للارتباط الوثيق بين التنميـة الاقتصادية ومصـادر الثروة الموجودة بالبلاد وخاصة الموارد الزراعية الحالية وما يستجد من اراضى سيجرى استصلاحها وتعميرها نتيجة لبناء السد العالى الذى أصبح رمزاً لإرادة الشعب وتصميمه على صنع الحياة .

ونص ميثاقنا الوطنى على أهمية هذا الهدف كما جاء فى الباب السابع من « أن عملية استصلاح الأراضى الجديدة لا يجب أن تتوقف ثانية واحدة وينبغى الوصول إلى الحد الذى تصبح فيه كل قطرة من مياه النيل قادرة على تحول فوق ضفافه إلى حياة خلاقة لا تهدر هباء ولا تضيع » .

وحتى يتحقق هذا الهدف يجب علينا أن نبحث عن كافة الطرق والوسائل للمحافظة على مصادر المياه (المياه النهرية والمياه الجوفية ومياه الأمطار) واستغلال هذه المصادر الاستغلال الاقتصادى السليم .

ولتحقيق هذه الأهداف يتعين تنفيذ البرامج الآتية :

١ — تحسين طرق الرى والصرف المتبعة حالياً .

٢ — اتباع طرق الرى المناسبة فى الأراضى المستصلحة .

٣ — ضغط المقننات المائية فى المساحة المزروعة إلى الحد الاقتصادى والعلمى السليم .

٤ — تجميع الاستغلال الزراعى وتنظيم الدورة الزراعية .

٥ — التعاون الزراعى وإشراف الجمعيات التعاونية على صيانة شبكات الرى والصرف الحقلية وإدارة وتشغيل وصيانة محطات الرى والصرف الداخلية .

ويلاحظ أن هذه البرامج يرتبط بعضها بالبعض الآخر برباط وثيق فتجميع الاستغلال الزراعى وتنظيم الدورة الزراعية لا يساعد فقط على زيادة الانتاج بل يسهل إلى حد كبير تحسين طرق الرى والصرف وخاصة بالنسبة لمناوبات الرى ونظام الفتحات والمقننات المائية ونجاح اتباع طرق الرى المقترحة (كطريقة الرى بالرش أو رى الأشجار على خطوط الكنتور والتى جاء ذكرها فى هذه الدراسة وإشراف الجمعيات التعاونية على صيانة شبكات الرى والصرف الحقلية وتشغيل محطات الرى والصرف الداخلية والرى وبالرش يساعد على حسن استغلال شبكات الرى والصرف وأن تتمتع كل منطقة بالرى والصرف الكاملين بما يكفل زيادة الإنتاج .

والغرض من اتباع طرق الرى المناسبة فى الأراضى المستصلحة هو إيجاد وسيلة للمحافظة على مياه الرى والإسراع فى تنفيذ برامج التوسع الأفقى فضلا عن تقصير فترة الاستزراع وزيادة إنتاجية الأرض المستصلحة .

وسواء كان الوفر فى مياه الرى الناتج من اتباع طرق الرى المناسبة لكل منطقة فى الأراضى المستصلحة (كطريقة الرى بالرش فى الأراضى الرملية) أو من ضغط المقننات مع عدم إنقاص الحصول بنسبة محسوسة أو كليهما فإن هذا سيؤدى إلى التوسع الأفقى فى مساحة جديدة تستصلح وتعمر وبالتالى تكوين مجتمعات جديدة ناشئة يتوفر فى أفرادها عناصر الإنتاج .

وباتباع طريقة الرى بالرش فى الأراضى الرملية أو الحصوية القوام تسمح بزراعة مساحة تصل إلى ثلاثة أمثال المساحة التى يمكن التوسع فيها بنفس كميات المياه اللازمة عند اتباع طريقة الرى بالغمر وذلك كما سبق إيضاحه .

ودراسة الاحتياجات المائية الحقلية للمحاصيل المختلفة دراسة سليمة من الناحيتين العلمية والعملية تثبت على أنه يمكن بضغط المقننات المائية فى الأراضى المزروعة حالياً وعدم الإسراف فى مياه الرى للوصول إلى الهدفين الآتيين :

١ — توفير كمية مياه يمكن الاستفادة منها فى توسع أفقى إضافى .

٢ — توفير فى مياه الصرف التى تدفع الدولة الكثير فى صيانة شبكاتها والتخلص من مياه الصرف برفعها إلى البحر .

وكما سبق إيضاحه فالتجارب الحلية أثبتت أنه يمكن إنقاص كمية مياه الرى المستعملة لإنتاج أقصى محصول

بحوالى ٢٥٪ يقابله نقص فى المحصول لا يتجاوز ٥٪ .

وإذا أمكن تطبيق هذا النظام فى ٥٠٪ من المساحة المزروعة فقط وضغطت المقننات المائية بنسبة ١٠٪ فقط لأمكن التوسع فى مساحة تقدر بحوالى ٣٠٠،٠٠٠ فدان (ثلاثمائة ألف فدان) جديدة .

وإذا أمكن اتباع طريقة الرى بالرش فى مساحة ٥٠٠،٠٠٠ فدان (خمسمائة ألف فدان) من الأراضى الصحراوية الرملية لأمكن زيادة المساحة المقرر التوسع فيها على مياه تخزين السد العالى بحوالى ١٠٠،٠٠٠ (مائة ألف فدان) وذلك على أساس أن متوسط تقديرات مجالس الإنتاج للاحتياجات المائية فى الفترة الحرجة (من أوائل فبراير حتى يوليو) تبلغ ٤٥٠٠ متر مكعب للفدان فى حين تحتاج طريقة الرى بالرش إلى ٣٧٥٠ متر مكعب للفدان فى هذه الفترة .

وهذه المساحة الإضافية حسبت على أساس التقديرات السابقة للاحتياجات المائية وإذا أثبت البحث العلمى والعملى والدراسة السليمة أن هذه التقديرات تزيد على الاحتياجات الفعلية لأمكن زيادة المساحة المقرر التوسع فيها على مياه تخزين السد العالى وذلك كما سبق إيضاحه بحوالى ٢٥٠،٠٠٠ فدان .

مما تقدم يتضح أنه يمكن زيادة المساحة المقترح التوسع الأفقى فيها على مياه تخزين السد العالى بحوالى ٦٥٠،٠٠٠ فدان إضافية .

ويلزم البدء فوراً فى إتمام دراسة الاحتياجات المائية الحقلية لمختلف المحاصيل وإقامة محطات الأبحاث والتجارب فى مختلف المناطق وعلى نطاق واسع بغية سرعة الوصول إلى حل سليم وتحقيق هدف سام من أهدافنا القومية .

ملخص الموضوعات
بالقسم الانجليزى

تصميم مناظر ايدروليكى لحل مسائل انتقال الحرارة العارضة

للدكتور المهندس عبد المجيد القيار

من المعروف أن حل مسائل انتقال الحرارة العارضة بالطرق الرياضية والتحليلية هو من الصعوبة بمكان إن لم يكن مستحيلا فى بعض الحالات . واستعمال المناظر أصبح عادياً فى حل ما يعترض لنا من الحالات الصعبة حلها . فالمناظر هو عبارة عن جهاز يستخدم فى حل المسائل بتطبيق قوانين ومعادلات لا تتبع نظم المسائل المطلوب حلها ولكنها تتبع نظام المناظر ومن هذا نتغلب على صعوبة حل المسائل بقوانينها ومعادلاتها العادية فكلنا يعلم أن مواضيع انتقال الحرارة وسريان التيار الكهربائى وسريان الموائع كلها تتبع قوانين الفروق الضغطية وعلى هذا يكون كلها متناظرة . ونتيجة لذلك يمكن استنتاج العلاقة بين البنود المتناظرة للمواضيع السابقة . وبعدئذ نستطيع بواسطة قوانين أحد تلك المواضيع أن نحل المسائل الصعبة التى تتبع المواضيع الأخرى .

وهنا مقاولات كثيرة كتبت عن التناظر بين انتقال الحرارة وسريان التيار الكهربائى ولكن كتب عن تناظر انتقال الحرارة وسريان الموائع فهو قليل نسبياً .

فالغرض من البحث الذى نحن بصدده هو اكتشاف التناظر بين انتقال الحرارة العارضة وسريان الموائع وأول خطوة فى سبيل ذلك كان حصر معادلات انتقال الحرارة اللازمة لحل مسألة ما . . وبعدئذ تم إعداد معادلات سريان الموائع التى يمكن تطبيقها على المسألة بعد الوصول إلى معرفة التناظر اللازم بين الحالتين .

ثم تم إعداد بعض المسائل الأخرى لانتقال الحرارة لحلها بواسطة نظرية التناظر السابقة وأيضاً أمكن تحديد حجم المناظر الايدروليكى المطلوب .

ويتضح من جميع المسائل التى عمل لها تناظر أن المناظر الايدروليكى هو طريقة سهلة واقتصادية وصحيحة لحل مسائل انتقال الحرارة العارضة والمستقرة . وربما كان أكبر فائدة للمناظر الايدروليكى هو أن يرى الشخص بعينه حل مسائل انتقال الحرارة بواسطة ملاحظة ارتفاع السوائل بالجهاز . والمناظر الايدروليكى يمكن تجهيزه بحيث أن يحل كل مواضيع انتقال الحرارة سواء الصعبة منها أو السهلة .

شروط الحدود لألواح رقيقة

للدكتور المهندس محمد إسماعيل راشد

تستلزم طبيعة الحدود فى الألواح الرقيقة تغييراً فى الفروض الأساسية لتوزيع الجهود والاجهادات بالقرب من الحدود . فالجهود الناتجة عن عزوم الثنى واللى داخل الرقيقة يفترض عادة أن تكون فى اتجاهات موازية لسطح الرقيقة . وواضح أنه لا يمكن إغفال احتمال اتجاه هذه الجهود إتجاهات أخرى غير موازية للسطح بالقرب من الحدود . فى هذه الحالة رأى لورد كلفن وبيتر جورتى تيت أن الاضطراب فى فروض الرقائق يمكن إهماله بعد مسافة قدراها بحوالى ضعف سمك الرقيقة من حدودها . ورغماً عن ذلك فلا تزال فروض كيرشوف تفترض استمرار صلاحية الفرض الخاص بموازاة الجهود لسطح الرقيقة إلى حدودها .

يعالج هذا البحث موضوع شروط الحدود مدخلا فى الاعتبار عدم توازى الجهود بالقرب من الحدود مع سطحها .

وينتهى البحث باقتراح الشروط اللازمة فى صورة المعادلتين التفاضلتين (٦ — ١) ، (٦ — ٢) أو فى الصورة المزحزحة بالمعادلتين (٦ — ١) ، (٦— ٢) ويظهر من هذا المعادلات أن شروط كيرشوف ما هى إلا الحالة الخاصة من الشروط فى حالة رقيقة ذات سمك متناهى الصغر .

قياس الخطوط بدقة بواسطة التليوميتر

للدكتور المهندس مصطفى كمال امام شعبان

لقد أصبح استخدام الموجات الكهربائية القصيرة فى قياس أطوال الخطوط معروف لدى المساحين فإن جهاز التليوميتر المستخدم فى قياس المسافات الجيوديسية بدقة يعتمد على استخدام موجات الراديو القصيرة التى طولها عشرة سنتيمترات والجهاز يقيس المسافة المباشرة بين نقطتى القياس أى المسافة المائلة ثم بمعلومية الفرق بين منسوبى نهاية الخط يمكن حساب المسافة الأفقية وعادة يستخدم البارومتر فى إيجاد الفرق فى المناسيب . وللجهاز مميزات عديدة أهمها إمكان قياس المسافات بدقة فى الليل أثناء نزول المطر وفى الجو المحتوى على أدخنة وضباب حيث أنه لاداعى لأن يرى كل من جهاز الإرسال وجهاز الاستقبال بعضها البعض . كما أن الجهاز سهل الاستعمال وخفيف الوزن مما يساعد على حمله من مكان لآخر . والجهاز الواحد يستخدم للارسال وللاستقبال — فجهاز الإرسال يرسل موجة قصيرة طولها عشرة سنتيمترات فيقوم جهاز الاستقبال بعكسها وإعادة إرسالها إلى جهاز الإرسال فيقوم جهاز الإرسال بمقارنة التغيير بين الموجة المرسلة والموجة المعاد استقبالها حيث أن الجهاز يحول الموجة إلى صورة ضوئية ويظهر على شاشة صغيرة تشبه شاشة جهاز التليفزيون وهذه الشاشة مدرجة تدريجاً خاصاً يسهل بقراءته معرفة المسافة بين المحطتين .

وعادة تستخدم عدة موجات تختلف اختلافاً بسيطاً فى طولها وهى ١٠سم ، ٩٫٩٩ سم ٩٫٩سم ، ٩ سم فى عملية الإرسال وبعد إعادة إستقبالها يؤخذ المتوسط ومنه تعرف المسافة المطلوب قياسها ولتغذية الأجهزة بالتيار الكهربائى تستخدم بطاريات سائلة قوتها ١٢ فولت .

وتختلف الدقة فى القياس على طول المسافة المقاسة فكلما كانت المسافة طويلة كلما كانت الدقة كبيرة وكذا يفضل استخدام التليومتر فى إرصاد مثلثات الدرجة الأولى — وقد استخدم التليومتر فى انجلترا بمعرفة مصلحة المساحة وكانت النتائج التى حصلوا عليها مشجعة جداً حيث أمكن توفير ٥٠٪ من المصاريف والوقت وكمية العمل . والجهاز سهل الإستعمال ويحتاج إلى وقت قصير جداً لتدريب المساحين على استعماله .

طريقة للوصول على المتوسط الحسابى لترددين

للدكتور المهندس سعد الدين يوسف

إذا جمعنا دالتين جيبيتين إحداهما ($\text{ا حا } \omega_1 \text{ ز}$) والأخرى ($\text{حا } \omega_2 \text{ ز}$) وكانتا متساويتين فى النهاية العظمى (ا) ومختلفتى التردد ، فللأول تردد ($ى_1 = \frac{\omega_1}{٢\text{ط}}$) وللأخرى تردد ($ى_2 = \frac{\omega_2}{٢\text{ط}}$) فحينئذ نحصل على

$$\text{ح} = \text{ا} (\text{حا } \omega_1 \text{ز} + \text{حا } \omega_2 \text{ز})$$

$$= ٢ \text{ ا حا } \left(\frac{\omega_1 + \omega_2}{٢}\right) \text{ز جتا} \left(\frac{\omega_1 - \omega_2}{٢}\right) \text{ز}$$

من العلاقة السابقة يتبين لنا أن موجة المجموع عبارة عن موجة جيبية ترددها ($ى = \frac{ى_1 + ى_2}{٢}$) معدلة النهايات بموجة أخرى جيبية التمام ترددها ($\frac{ى_1 - ى_2}{٢}$) ، وعندما تعكس موجة التمام أشارتها تتغير زاوية وجه المجموع بمقدار (ط) من الدرجات ، أى أن موجة المجموع معدلة تعديلا زاوياً بموجة مربعة ترددها ($\frac{ى_1 - ى_2}{٢}$) .

يمكن التخلص من التعديل الزاوى فى موجة المجموع إذا عكسنا زاوية وجهها فى اللحظة التى تغير موجة التمام إشارتها من إشارة موجبة إلى إشارة سالبة ، وبذلك نحصل على موجة معدلة النهايات فقط خالية من أى تعديل زاوى ، ويسهل استخلاص الموجة الحاملة وترددها ($\frac{ى_1 + ى_2}{٢}$) باستعمال دائرة رنين .

إذا ظهرت موجة المجموع (ح) بين طرفى مدخل بوابة تفتح حينما تكون موجة جيب التمام موجبة ، وتغلق حينما تكون سالبة ، ثم طرحنا خرج هذه البوابة من خرج بوابة أخرى تغلق حينما تكون موجة جيب التمام موجبة وتفتح حينما تكون سالبة ، يصبح ناتج الطرح هو الموجة المطلوبة وهو عبارة عن موجة جيبية ترددها $\frac{ى_1 + ى_2}{٢}$ ومعدلة النهايات بموجة أخرى ترددها ($ى_1 - ى_2$) وخالية تماماً من التعديل الزاوى .

مما سبق يتضح أن لتوقيت فتح وغلق البوابة يجب أن يكون تردد موجة التحكم فى البوابة ($\frac{ى_1 - ى_2}{٢}$) على أن تكون زاوية وجهها الابتدائية بحيث ينتقل حالها من الفتح إلى الإغلاق عندما تنعدم قيمة جتا ($\frac{\omega_1 - \omega_2}{٢}$) ز ، وللحصول على موجة التحكم المطلوبة فى نطاق متسع للتردد ($\frac{ى_1 - ى_2}{٢}$) يمكن استعمال دائرة انطباق ، فإذا ظهرت عند مدخل هذه الدائرة سلسلتين من النبضات أحداهما تكرر نفسها بمقدار ($ى_1$) ، بينما تكرر الثانية نفسها بمقدار ($ى_2$) من المرات ، نجد أن خرج دائرة الإنطباق عبارة عن سلسلة من النبضات التى تتكرر بمقدار ($ى_1 - ى_2$) من المرات وعلى ذلك يمكن استعمال هذا الخرج فى إثارة دائرة ثنائية الاستقرار للحصول على موجة مربعة ترددها ($\frac{ى_1 - ى_2}{٢}$)، وهو التردد المطلوب لموجة التحكم فى البوابة ، ويمكن استنتاج سلسلتى النبضات اللازمتين من الموجتين الأصليتين ($\text{ا حا } \omega_1 \text{ ز}$) ، ($\text{ا حا } \omega_2 \text{ ز}$) باستعمال دوائر التحديد ثم المفاضلة .

بقى أمر أخير وهو ضبط الزاوية الابتدائية لموجة التحكم وتتوقف قيمة هذه الزاوية على اللحظة التى يحدث فيها الانطباق الأول بين السلسلتين ، ويمكن بسهولة الاثبات أنه يمكن الحصول على القيمة الصحيحة لزاوية الوجه إذا ظهرت النبضة الأولى فى السلسلة ذات التردد المنخفض ولنفرض أنه ($ى_2$) عند اللحظة (ز = صفر) ، بينما ظهرت النبضة الأولى للسلسلة ذات التردد ($ى_1$) متأخرة بمقدار ($\frac{١}{٢ى_1}$)

تأثير إعادة خلط الخرسانة مع إضافة الماء
على بعض خواصها

للدكتور المهندس أحمد على العريان
الأستاذ المساعد بكلية الهندسة - جامعة القاهرة

ناقش هذا البحث النتائج المترتبة على اعادة إضافة ماء الخلط للخرسانة ثم خلطها ثانية وأثر ذلك بصفة خاصة على مقاومة الانضغاط والانكماش ومقاومة التشقق وكذلك ما يحدث من تكسير فى الركام نتيجة لعملية التقلب المستمرة .

وقد قسمت التجارب إلى قسمين :

(أ) إعادة خلط الخرسانة بدون إضافة ماء .

(ب) إعادة خلط الخرسانة مع إضافة ماء .

أما مدة التقليب فكانت كالآتى :

صفر — $\frac{1}{2}$ — $\frac{3}{4}$ — ١ — $1\frac{1}{2}$ — ٢ — ٣ — ٤ — ٥ — ٦ ساعة .

ويمكن استخلاص النتائج الآتية من هذا البحث :

١ — يبدو أن منحنيات مقاومة الانضغاط للخرسانة لكل من حالتى إعادة خلط الخرسانة مع إضافة الماء وإعادة خلط الخرسانة بدون إضافة ماء تنتمى إلى طبقة واحدة بها انحناءين متضادين بينهما انحناءة مقعرة .

٢ — أوضحت اختبارات مقاومة الانضغاط بعد ٧ أيام و ٢٨ يوماً أن تأثير إعادة خلط الخرسانة مع إضافة الماء لا يترتب عليها نقص فى هذه المقاومة طبقاً للاعتقاد السابق وذلك فى حدود حوالى ساعتين من بدء الخلط .

٣ — كانت أقصى نسبة لانضغاط الخرسانة التى أعيد خلطها مع عدم إضافة الماء ١٤٠٪ بعد ٧ أيام و ١٢٠٪ بعد ٢٨ يوماً بالنسبة للخرسانة التى لم يعاد خلطها (صفر — ساعة) بينما كانت أقصى نسبة لمقاومة الخرسانة التى أعيد خلطها مع إضافة الماء حوالى ١١٢٪ و ١١١٪ وكانت أقصى مقاومة للخرسانة فى الحالة الأولى بعد حوالى ثلاث إلى أربع ساعات أما فى الحالة الأخيرة فكانت بعد حوالى ساعة إلى ساعة ونصف من التقليب .

٤ — يبدو أن الانكماش بصفة عامة يتناسب مع فترة التقليب ولم يظهر تأثير واضح على الانكماش نتيجة لإعادة الخلط مع إضافة الماء .

٥ — لا تتأثر لدرجة ملحوظة مقاومة التشقق فى الخرسانة نتيجة إعادة الخلط مع إضافة الماء .

٦ — يتناسب الارتفاع فى درجة حرارة الخرسانة أثناء تقليبها تناسباً مباشراً مع زيادة فترة هذا التقليب .

٧ — لم يحدث تكسير فى الركام الكبير نتيجة لعملية التقليب المستمرة وكان معظم هذا التكسير فى الركام الصغير وبصفة خاصة من الركام المار من المنخل ٢٫٥ مم إلى المنخل ٠٫١٦ مم .

من هذه الدراسة يبدو أن إعادة خلط الخرسانة مع إضافة الماء ليست ضارة إذا أضيفت كمية الماء الصحيحة فى فترة الساعتين الأولتين من بدء الخلط وقبل أن يحدث الشك الابتدائى لعجينة الأسمنت .

ويعتقد كاتب البحث أن سبب الزيادة التى حدثت فى مقاومة انضغاط الخرسانة ترجع إلى امتصاص الرطوبة المبكر والإماهة الشاملة لعجينة الأسمنت وهذا مما يجعل الكاتب لا يتوقع وجود الزيادة فى المقاومة بعد مضى سنة .

ومع كل ذلك يعتقد الكاتب أنه ما زال مبكراً جداً السماح فى الوقت الحاضر بإعادة خلط الخرسانة مع إضافة الماء بل يجب أن يسبق هذا دراسة تأثيرها على أنواع مختلفة من الأسمنت وخلطات متباينة من الخرسانة وطرق خلطها المختلف حيث سيكون لكل ذلك نتائج مختلفة ومازلنا نحتاج لإجراء بحوث أخرى كاملة ولفترات طويلة .



MOSTAFA KAMAL IMAM SHABAN

— B.Sc. Civil Engineering, June 1945, Fouad Ist University.

— M.Sc. Photogrammetry, January 1950, Syracuse University.

— Ph.D. Photogrammetry, September 1951, Cornell University.

Member of :

- A.S.C.E. (American Society of Civil Engineers).
- American Society of Photogrammetry.

— Assistant Professor of Surveying and Photogrammetry, Faculty of Engineering, Ain Shams University.



Dr. SAAD EL-DEEN YUSUF

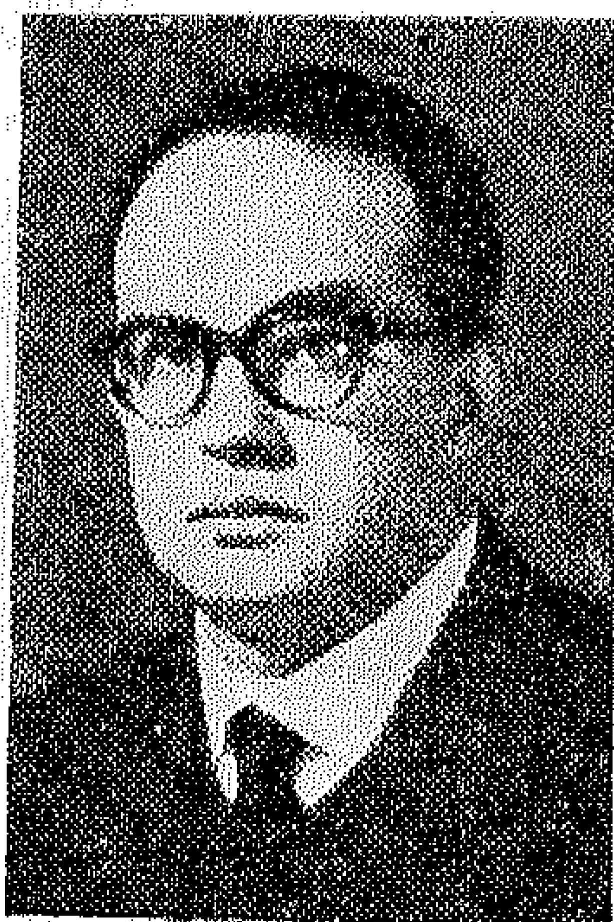
— B.Sc. (Elec. Eng. Hons.) June 1943.

— Diploma of Electronics, University of Southampton, June 1949.

— Ph.D. (Elec. Eng.), Durham University, 1951.

— Assistant Professor, Ein Shams University.

ABOUT THE AUTHORS



Dr. MOHAMED ISMAIL IBRAHIM RASHED

— B.Sc., Faculty of Engineering, Cairo University, 1945.

— Received the Dr. Sc. Tech. from the E.T.H. in Zurich in 1950.

— Member of the American Institute of Aeronautics and Astronautics (AIAA).

— Member of the German Institute for Rocketry and space technology (D.G.R.R.)

— Awarded the prize of Science in U.A.R. for 1961.

Ass. Prof. at the Aeronautical Dept., Faculty of Engineering, Cairo University.



Dr. ABD EL-MAGUID EL-KAYAR.

— B.Sc. Mechanical Engineering, University of Alexandria, June 1946.

— M.Sc. Mechanical Engineering, Johns Hopkins University, U.S.A., June 1948.

Ph.D., Cornell University, U.S.A., January 1952.

— Member in the International Association for Hydraulic Research, I.A.H.R.

— Member of the Alabama Academy of Science, A.A.S.

— Member of the Kentucky Academy of Science, K.A.S.

— Assistant Professor of Hydraulic Machines, University of Alexandria.

24. "Tensile Strength and Diagonal Tension Resistance of Structural Lightweight Concrete", by J. A. Hanson, A.C.I. Journal, July 1961.

25. Volumetric Changes in Portland Cement Mortars and Concrete, by R. E. Davis and G. E. Troxell. A.C.I. Proceedings, Feb., 1929, p. 210.

26. "Handbook for Concrete and Cement", Corps fo Engineers, U.S. Army. "Method of Test for Length Change of Concrete Specimens During Shrinkage at 50 % R.H.".

27. "Crack Resistance and Other Characteristic of Concrete Containing Air-Entraining Agents" by Herb Edward G. C.E. Thesis. University of California, 1947.

28. Aeration Cause of False Set, by W. C. Hansen. ASTM Proceedings, V. 58, 1958, p. 1044.

29. False Set in Portland Cement, by R. P. Blanks and J. L. Gilland. A.C.I. Proceedings, V. 47, 1951, p. 517.

30. Some Physical Aspects of the Hydration of Portland Cement, by T. C. Powers. Journal of American Ceramic Society, V. 41, 1958, p. 1.

32. The Indirect Tension Test for Concrete, by Neal B. Mitchell Jr., Presented at 64th Annual Meeting of ASTM, 1961.

33. Investigation of the Tensile Splitting Test for Concrete, by Eugene L. Bryan. Report on CE298, Section 3, Advanced Concrete Technology, June, 1960.

34. Factors Influencing Drying Shrinkage of Concrete, by Bailey Tremper. Presented at meeting of Structural Engineers Association of Northern California, S.F., March, 1961.

35. Effect of Aggregate on Shrinkage of Concrete and a Hypothesis Concerning Shrinkage, by Gerald Pickett. A.C.I. Proceedings 1950, p. 581-590.

36. Long Time Creep and Shrinkage Test of Plain and Reinforced Concrete, by G. E. Troxell, J. M. Raphael and R. E. Davis, ASTM Proceedings, 1958.

37. Attempts to Measure the Cracking Tendency of Concrete, by Roy W. Carlston. A.C.I. Proceedings, April 1940, p. 533.

ACKNOWLEDGMENT

The research facilities were those of the Engineering Materials Laboratory of the University of California. The writer acknowledges his appreciation and gratitude to Mr. G. Brown for his help and cooperation when shop skills and facilities were required, and to Messrs. H. C. Ko and S.C. Chang, graduate students in Civil Engineering who performed a great deal of the physical work.

REFERENCES

1. Report of Joint Committee on Standard Specifications for Concrete and Reinforced Concrete. 1924. Paragraph 34.

2. A.C.I. Manual of Concrete Inspection. 1957, p. 117.

3. Recommended Practice (A.C.I. Proceedings, Feb., 1940, p. 329).

4. Proposed Revision of A.I.C. Standard 614-42 :
Recommended Practice for Measuring, Mixing, and Placing Concrete. (A.C.I. Proceedings. Nov. 1958, p. 535).

5. A.C.I. Committee 609 "Recommended Practice for Selecting Proportions for Concrete (A.C.I. 613-54)", A.C.I. Journal, V. 26 No. 1 Sept., 1954, pp. 49-64.

6. Concrete Manual, U.S. Bureau of Reclamation, Denver, 6th Edition, 1956, p. 222.

7. Investigation on Effect of Retempering upon Strength of Cement Mortars, by Goddard and Evans. Eng. News V. 29, p. 16, Jan. 1893.

8. Retarding Setting of Cement by Continuous Mixing after Wetting, by G. Y. Skools. Eng. News V. 48, p. 382, Nov. 6, 1902.

9. Retempering, by P. L. Wormeley, Jr. Farmer Bulletin 235 U.S. Bureau of Public Roads, pp. 13 and 31, 1905.

10. Retempering Mortar, by J. H. Granberg. Eng. and Min. Journal, V. 81, p. 88, Jan. 13, 1906.

11. Retempered Mortar as Bond between Old and New Concrete, by A. A. Northrop. Eng. News, V. 70, p. 178, July 24, 1913, p. 274, Aug. 7, 1913.

12. Effect of Prolonged Keeping of Concrete in Wet Condition on its Subsequent Shrinkage on Hardening in Air, by M. Rudeloff. Journal of Society of Chemical Ind., V. 35, p. 1110, 1916.

(13) Strength of Concrete at Increasing Intervals after Mixing, by R. C. Durst. Eng. News-Record, V. 87, p. 773, Nov. 10, 1921.

14. Proceeding of A.C.I. 1926 (QB-22), p. 622.

15. Proceedings of A.C.I. April-June, 1939 (JPP-35-35), p. 421.

16. Tests of Retempered Concrete, by H. F. Gonnerman and P. M. Woodworth. Proceedings of A.C.I. 1929, p. 344.

17. Concrete Retempering Studies : Presented to the Joint ACI-ASTM research session during the 13th Regional Meeting of the ACI, Oct. 31, Nov. 1 and 2, 1960 at Tucon, Arizona.

18. Investigation of Retempering and Remixing on Concrete, by K. S. Lo and C. Y. Wong. C. E. 298 (2) Advanced Concrete Technology Report, 1961.

19. F. L. L. B. Carneiro and A. Barcellos : "Concrete Tensile Strength", Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures No. 13, March, 1953.

20. Tsueno Akazawa: "Tension Test Method for Concrete", Union of Testing and Research Laboratories for Materials and Structures No. 16, Nov. 1953.

21. Composition and Properties of Concrete, by G. E. Troxell and H. E. Davis, Table 6.1.

22. Tentative Method of Test for Compressive Strength of Molded Concrete Cylinders, ASTM Designation : C39-56T.

23. S. Thaulow : "Tensile Splitting Test and High Strength Concrete Test Cylinders", A.C.I. Proceedings V. 53, 1957, pp. 699-706.

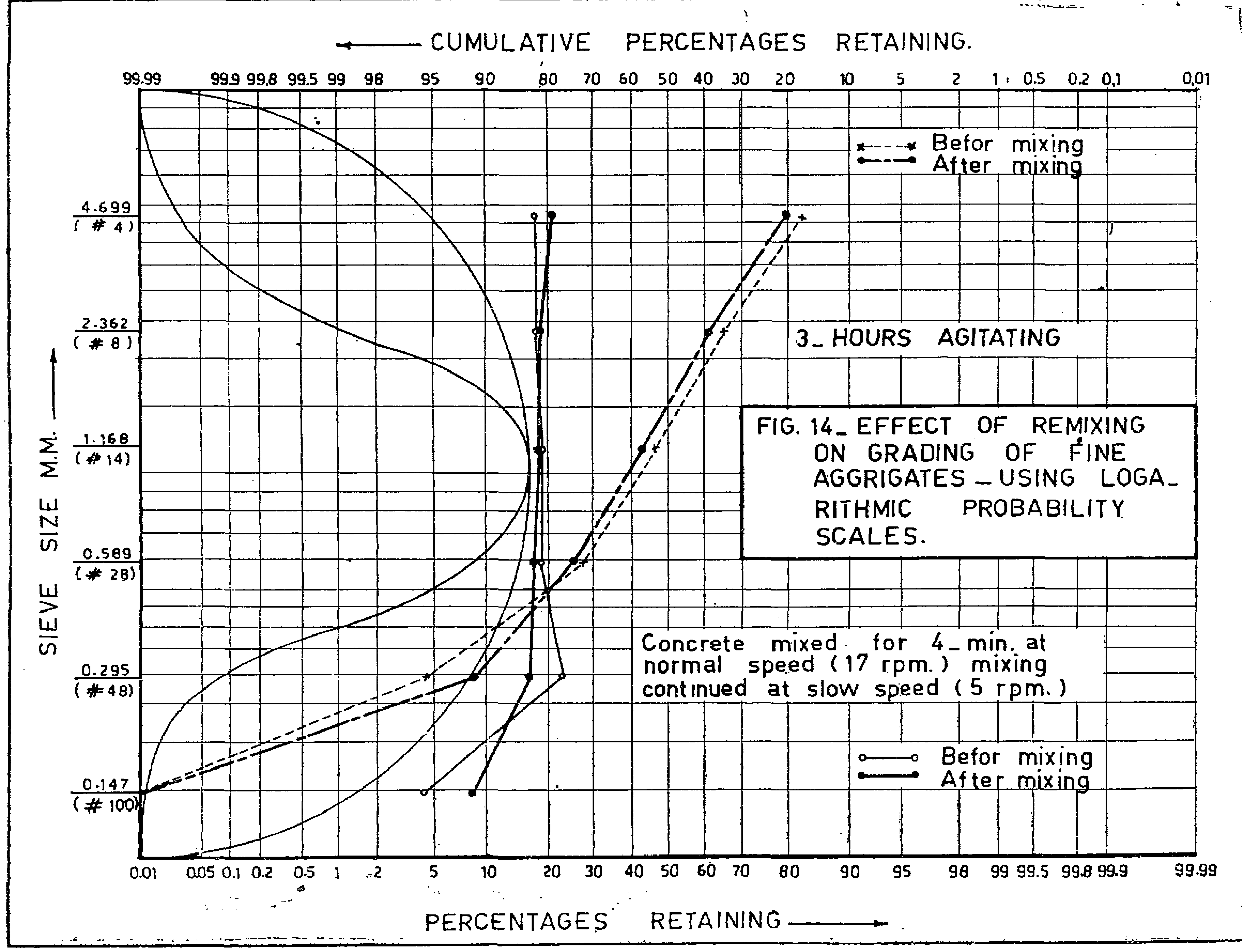


FIG. 14_ EFFECT OF REMIXING ON GRADING OF FINE AGGRIGATES_USING LOGARITHMIC PROBABILITY SCALES.

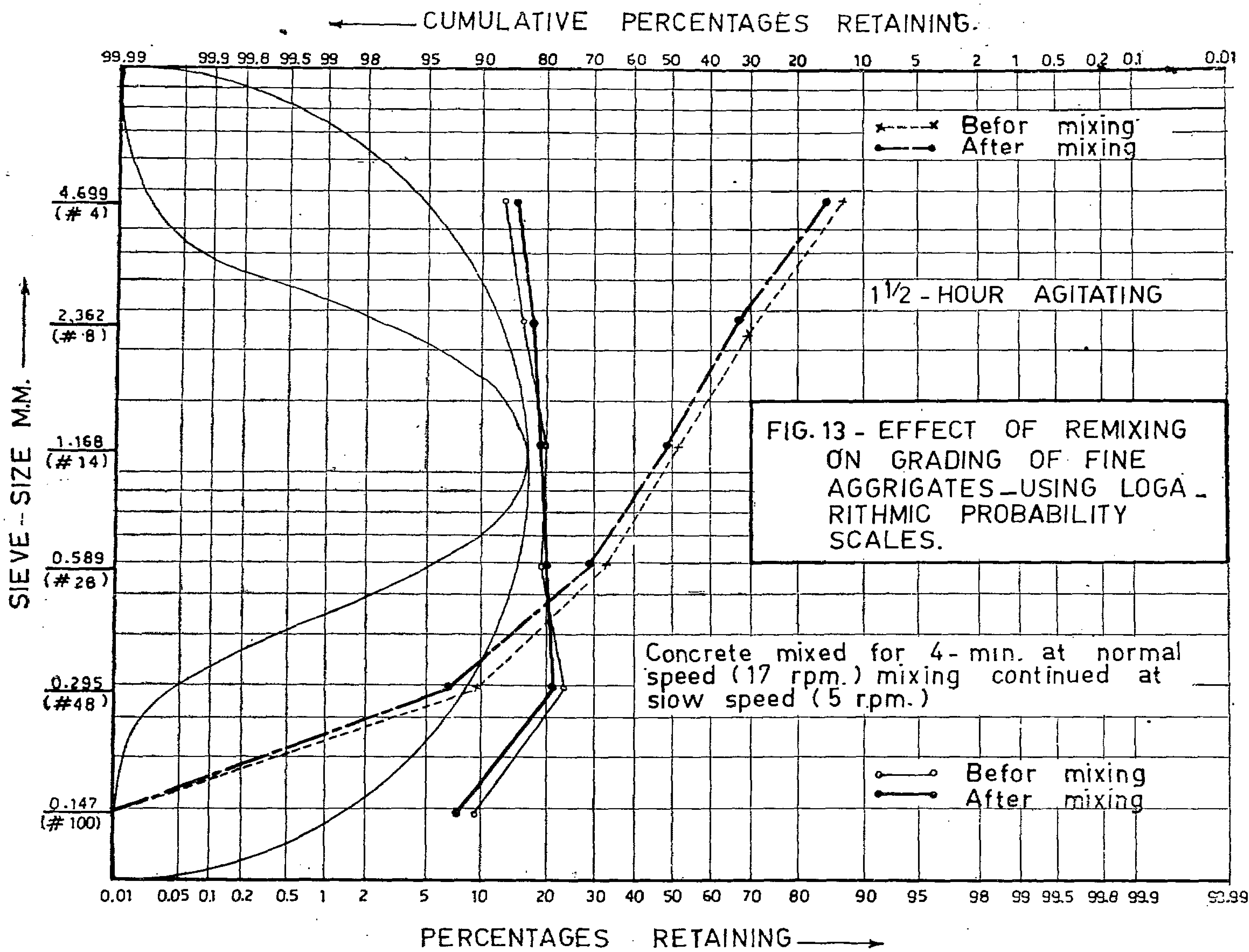


FIG. 13 - EFFECT OF REMIXING ON GRADING OF FINE AGGRIGATES_USING LOGARITHMIC PROBABILITY SCALES.

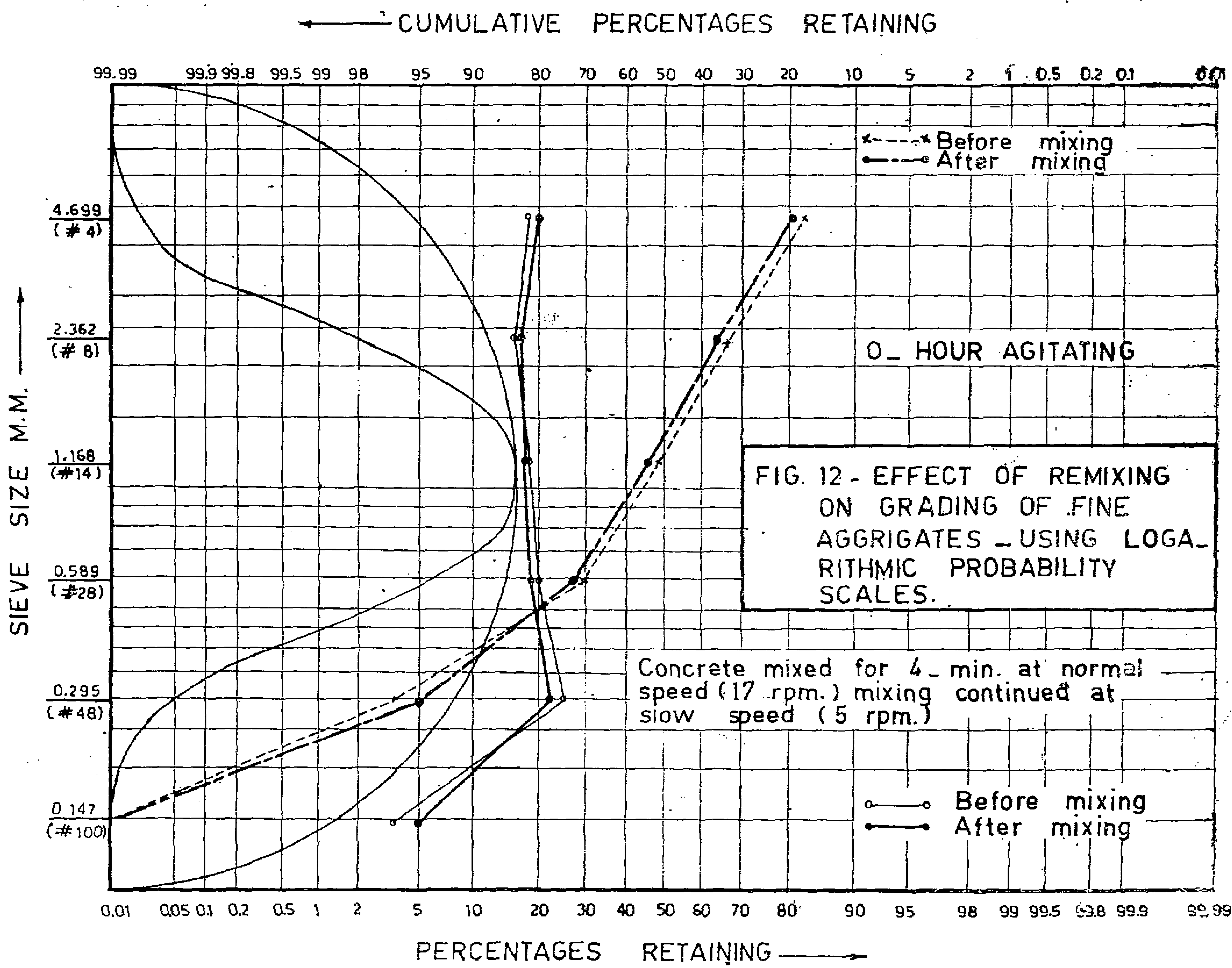


FIG. 12 - EFFECT OF REMIXING ON GRADING OF FINE AGGRIGATES - USING LOGARITHMIC PROBABILITY SCALES.

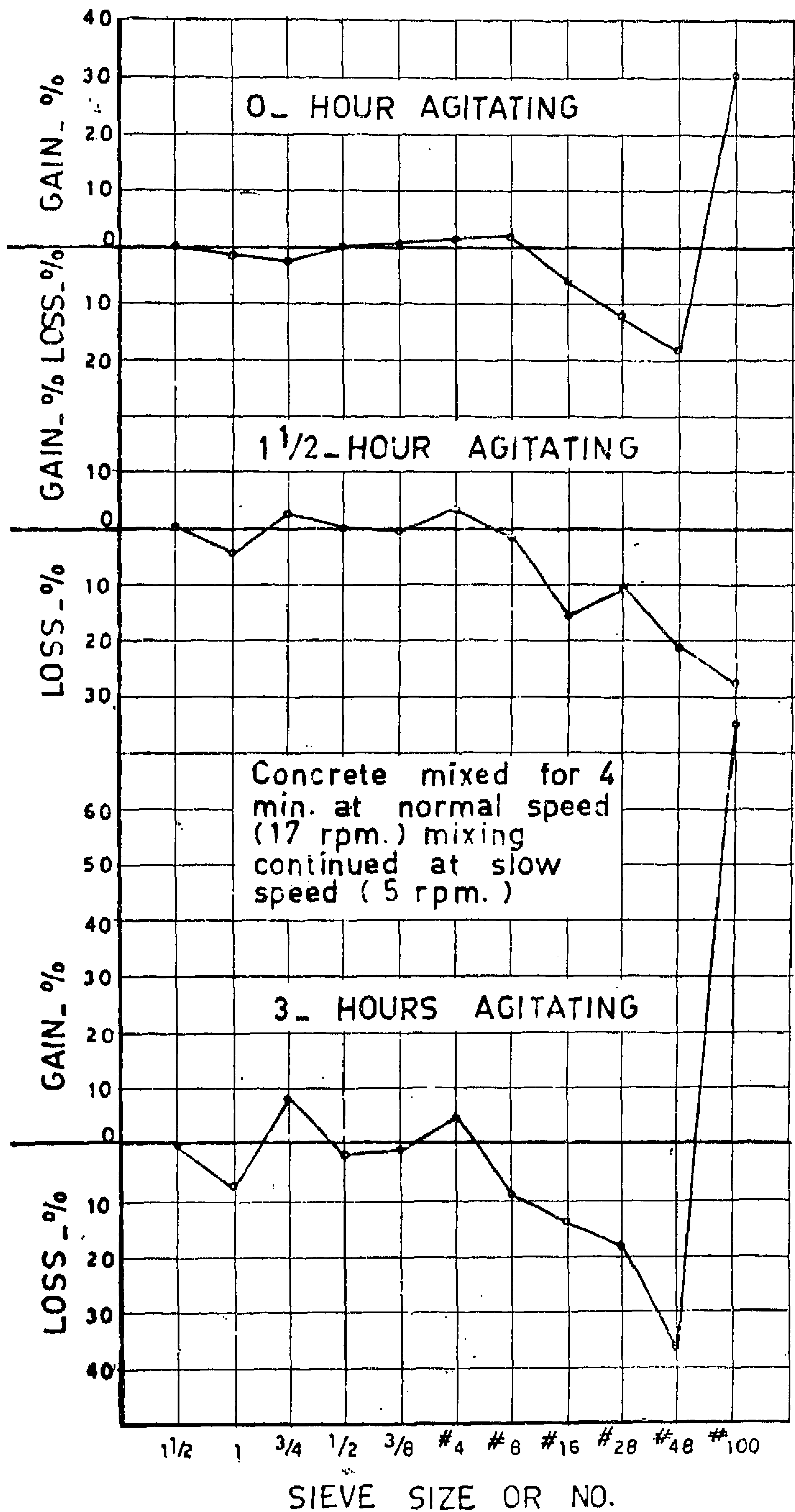


FIG. 11_ EFFECT OF REMIXING ON GRADING OF AGGRIGATES.

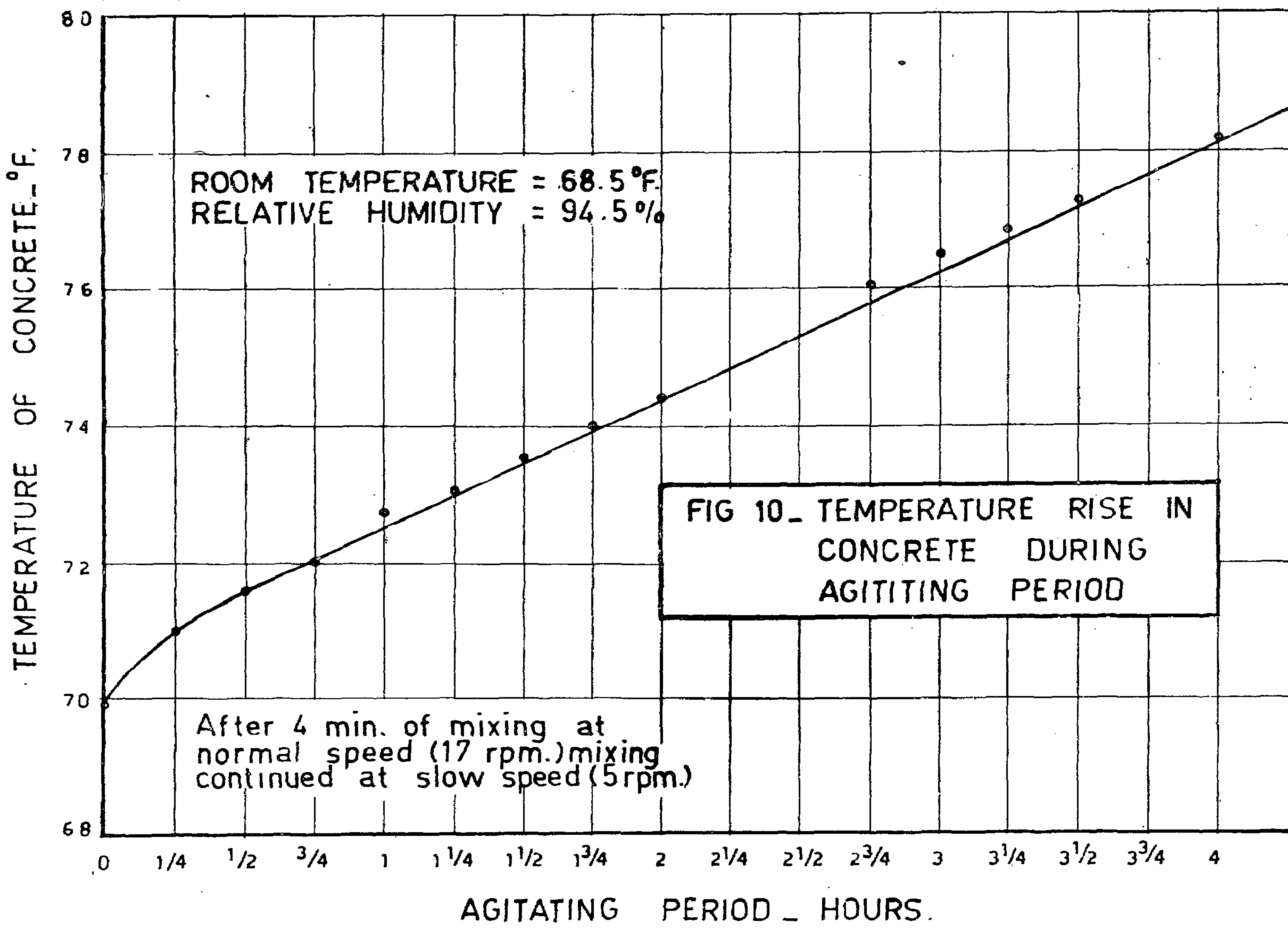


FIG 10_ TEMPERATURE RISE IN CONCRETE DURING AGITITING PERIOD

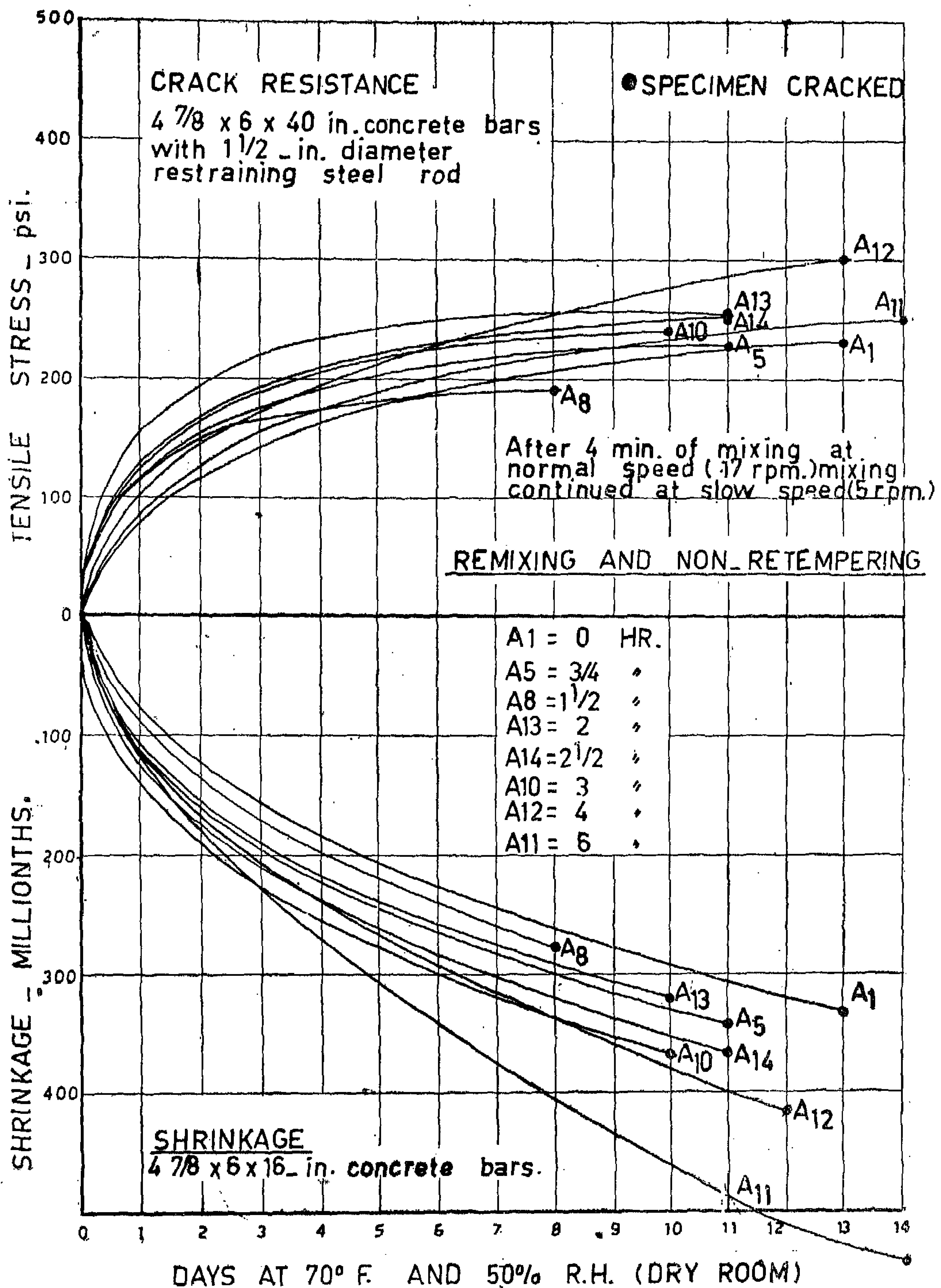


FIG. 9 - EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON SHRINKAGE AND CRACK RESISTANCE OF CONCRETE.

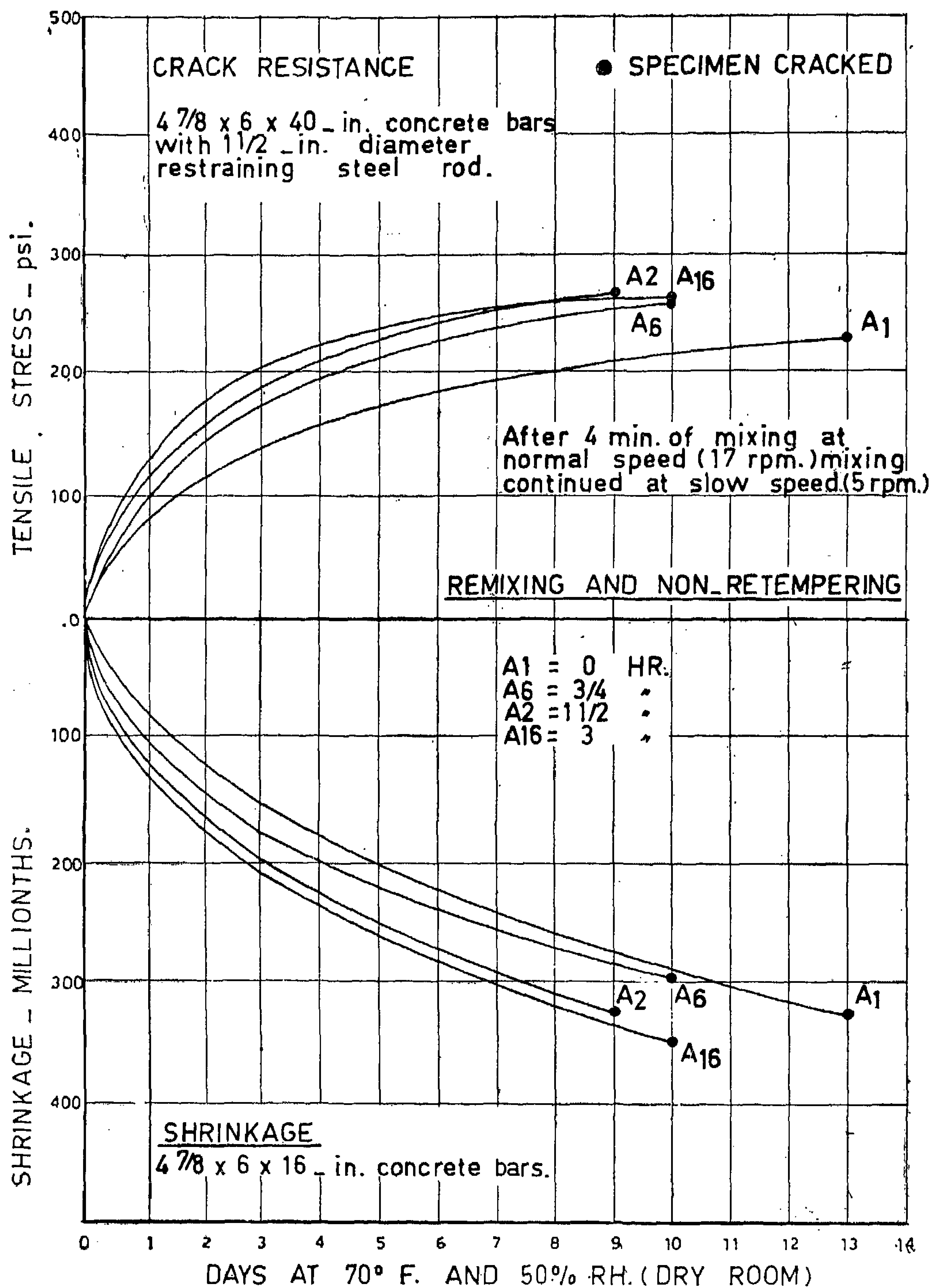


FIG. 8 _ EFFECT OF REMIXING AND NON_ RETEMPERING ON SHRINKAGE AND CRACK RESISTANCE OF CONCRETE.

SHRINKAGE MILLIONTHS

RETEMPERING AND NON_RETEMPERING

A 1 = 0 HR
A 8 = 1½ " remix & retemper
A 10 = 3 " " "
A 13 = 2 " " "
A 16 = 1½ " " non-
A 15 = 3 " " "
A 2 = 2 " " "

FIG. 7_ COMPARISON OF EFFECT OF REMIXING & RETEMPERING AND REMIXING & NON_RETEMPERING ON SHRINKAGE OF CONCRETE

Average of two 4 7/8 x 6 x 16_in. concrete bars.

DAYS AT 70° F. AND 50% R.H. (DRY ROOM)

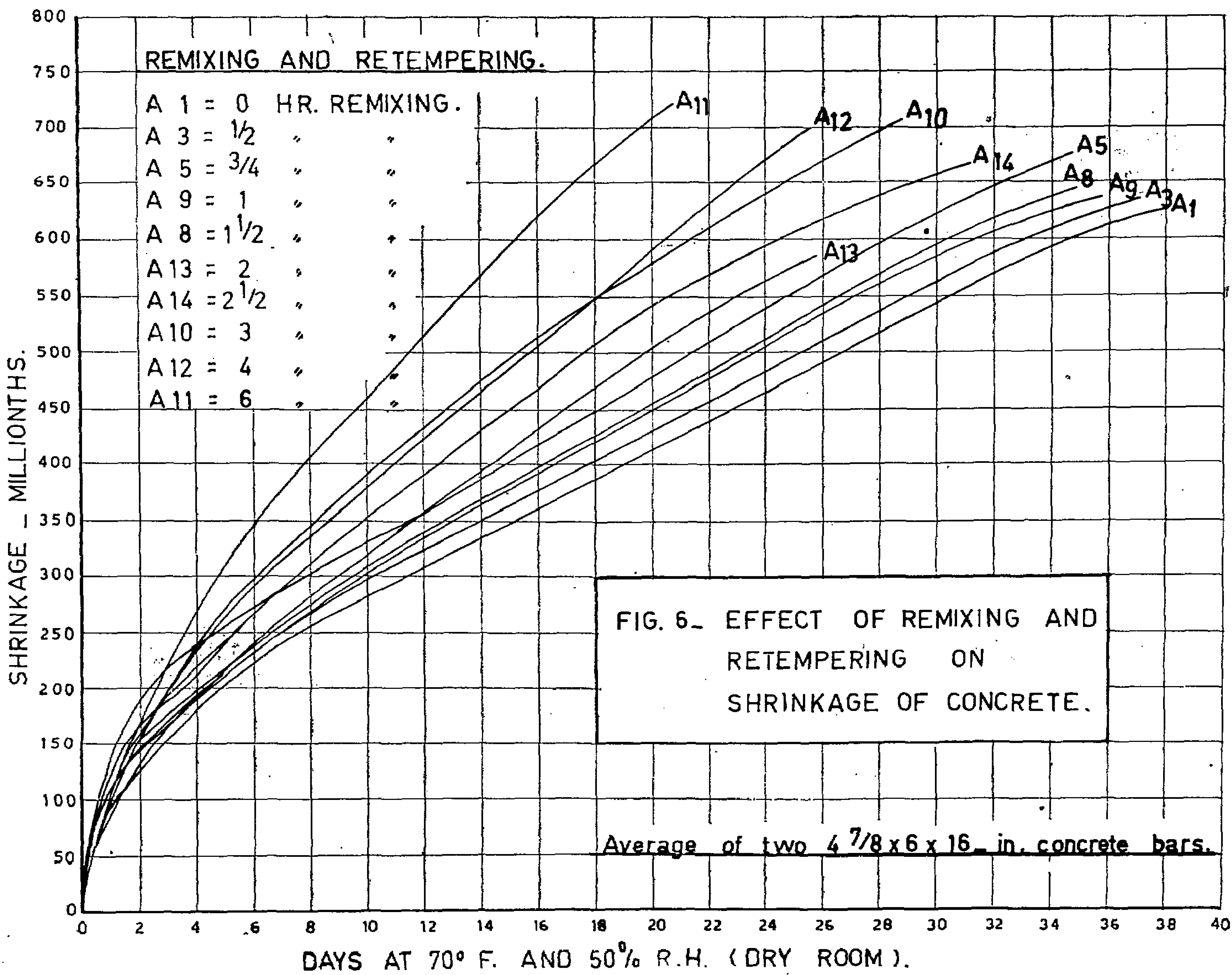


FIG. 6_ EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON SHRINKAGE OF CONCRETE.

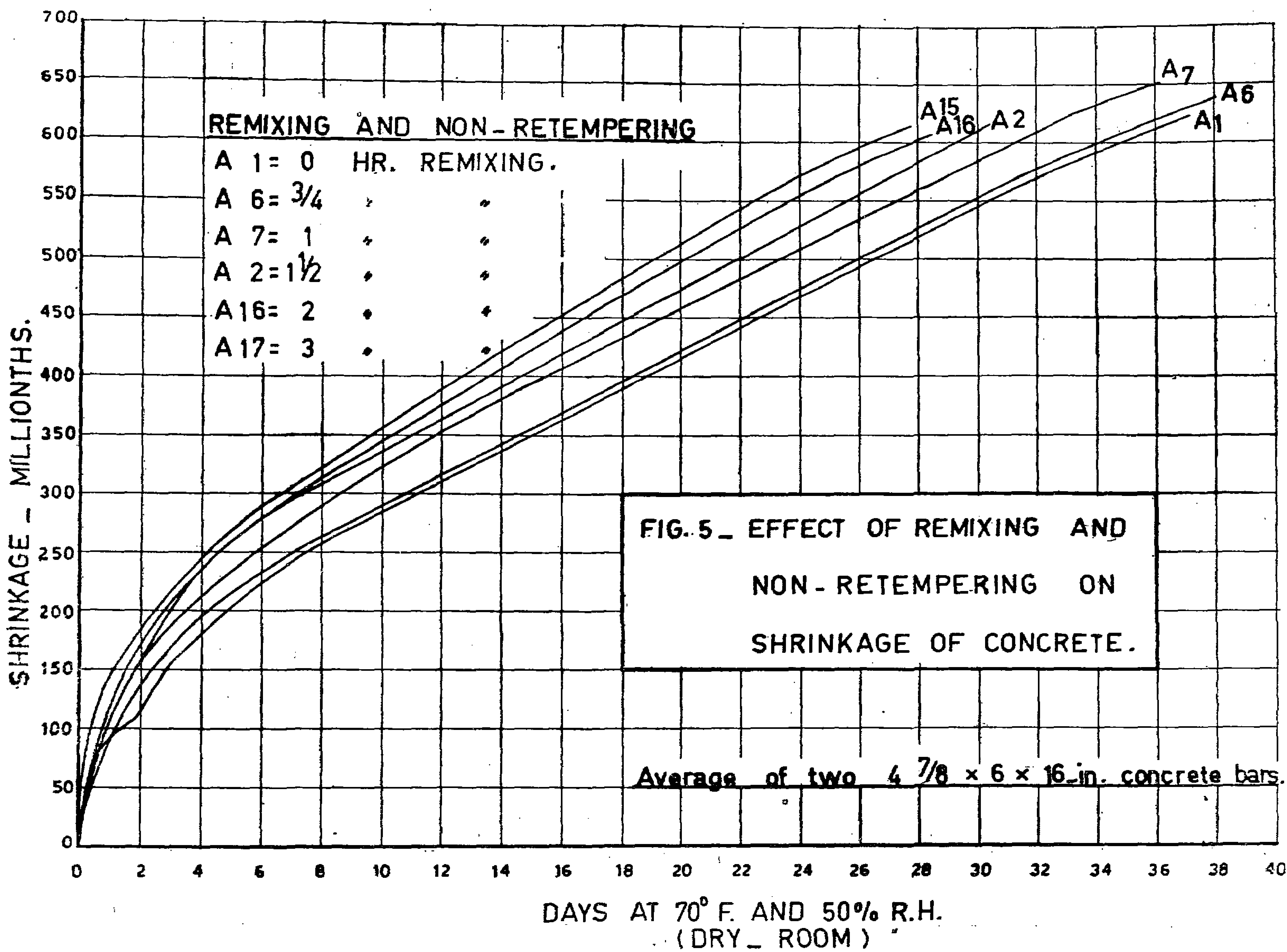


FIG. 5_ EFFECT OF REMIXING AND NON-RETEMPERING ON SHRINKAGE OF CONCRETE.

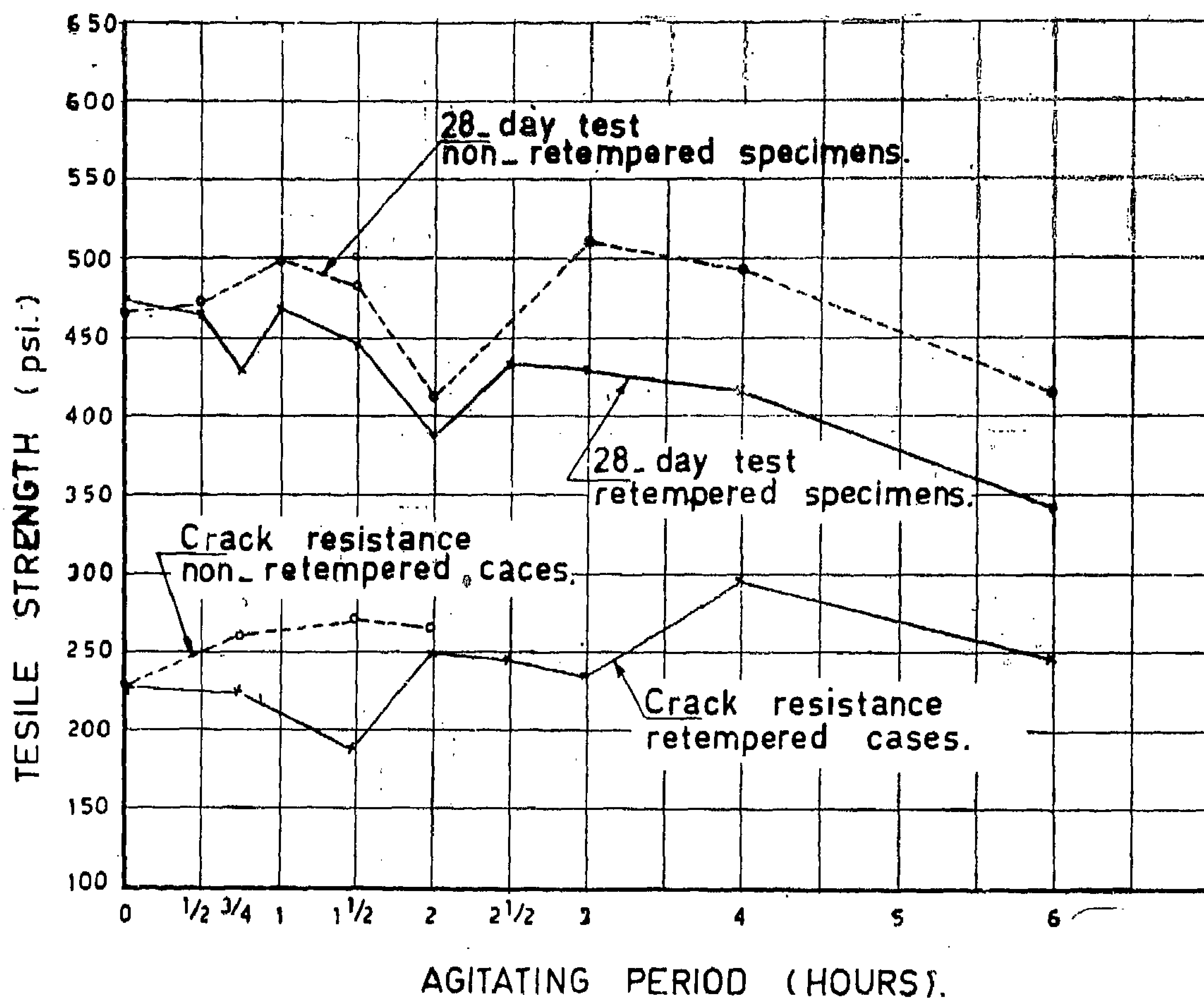


FIG. 4_ EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON TENSILE STRENGTH OF CONCRETE.

5 3/4 Scy. cement, 1 1/2 in. maximum size aggregate 4-in. slump, moist cured for 7 or 28 days.

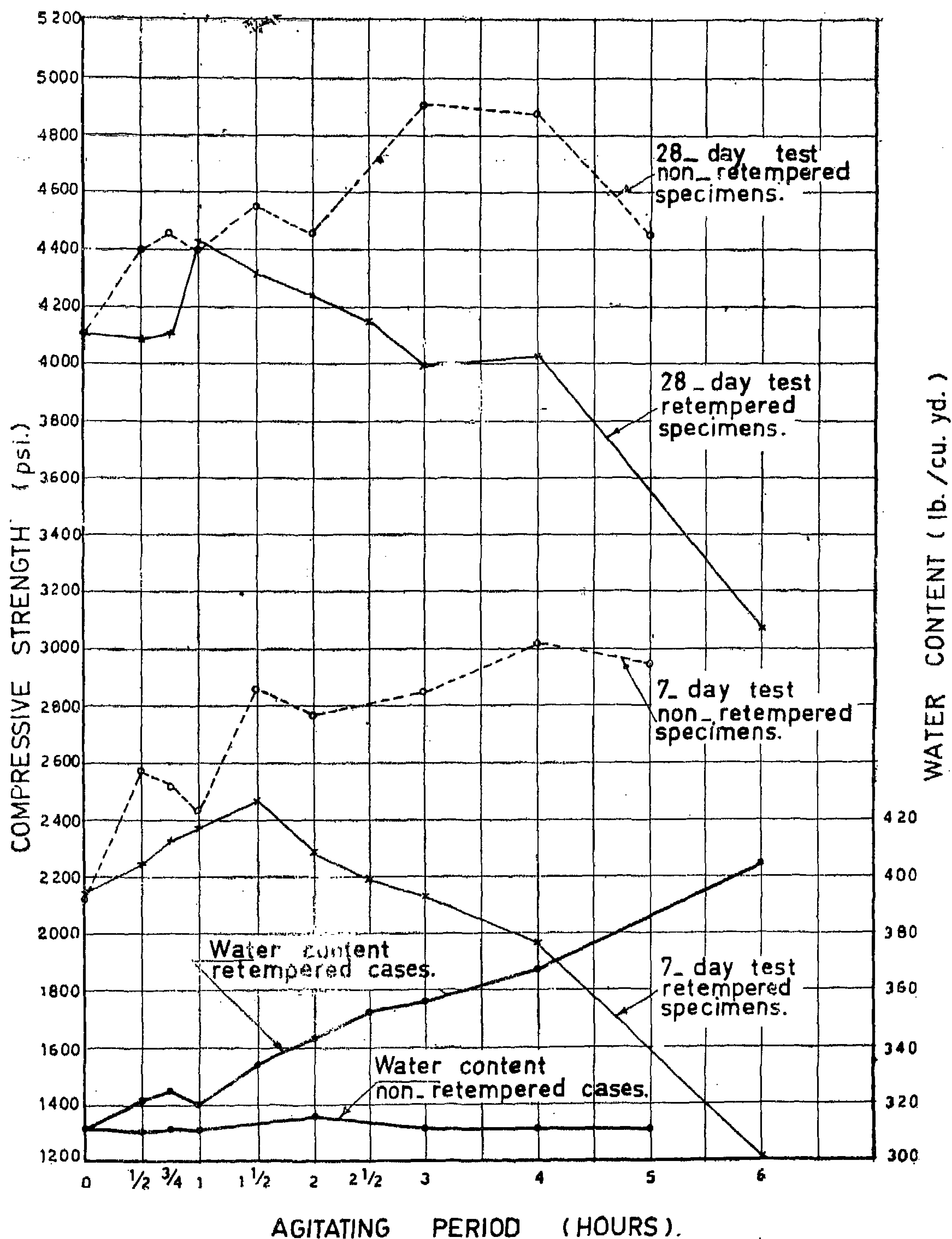


FIG. 3 _ EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON COMPRESSIVE STRENGTH OF CONCRETE.

5 3/4 Scy. cement, 1 1/2 - in. maximum size aggregate 4 - in. slump, moist cured for 7 or 28 days.

TABLE (11).—*EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON BREAKDOWN OF FINE AGGREGATES—GRADING OF FINE AGGREGATE*

Cement Content : 5 ¾ scy. *Max. Size of Agg. : 1 ½-in.* *S/A = 0.384*

Sieve No.	*AGITATING PERIOD (Hrs.)*											
	0 Hour				*1½ Hours*				*3 Hours*			
	Before Mixing		*After Mixing*		*Before Mixing*		*After Mixing*		*Before Mixing*		*After Mixing*	
	Retain. %	Cum. %	Retain. %	Cum. %	Retain. %	Cum. %	Retain. %	Cum. %	Retain. %	Cum. %	Retain. %	Cum. %
4	17.8	17.8	19.3	19.3	12.7	12.7	14.9	14.9	17.3	17.3	20.6	20.6
8	15.5	33.3	16.9	36.2	15.7	28.4	17.6	32.5	17.6	34.9	18.2	38.8
14	17.8	51.1	17.8	54.0	19.6	48.0	19.0	51.5	18.8	53.7	18.3	57.1
28	19.9	71.0	18.7	72.7	19.1	67.1	19.5	71.0	18.7	72.4	17.4	74.5
48	25.5	96.5	22.3	95.0	23.5	90.6	21.2	93.2	23.2	95.6	16.8	91.3
100	3.5	100	5.0	100	9.2	99.8	7.6	100.8	4.27	99.9	8.5	99.8
Total Wt.	162.20		151.89		150.89		132.19		161.09		141.09	
Fineness Mod.		3.70		3.77		3.47		3.64		3.74		3.82

TABLE (10).—*EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON* BREAKDOWN OF AGGREGATES— GRADING TESTS

Cement Content : 5 ¾ *scy.* *Max. Size of Agg.* : *1 ½-in.* *S/A = 0.384*

Sieve Size in. No.	AGITATING PERIOD (Hrs.)											
	0 Hour				1½ Hours				3 Hours			
	Before Mixing	After Mixing			Before Mixing	After Mixing			Before Mixing	After Mixing		
	Combined (lb.)	Combined (lb.)	Gain or Loss		Combined (lb.)	Combined (lb.)	Gain or Loss		Combined (lb.)	Combined (lb.)	Gain or Loss	
			Wt.	%			Wt.	%			Wt.	%
1½	0.48	0.48	0	0	0.27	0.27	0		0.22	0.34	+ 0.12	
1	65.24	64.16	— 1.08	— 1.65	72.70	69.44	— 3.26	— 4.47	74.98	69.34	— 5.64	— 7.5
¾	55.34	55.34	— 1.32	— 2.33	56.46	57.77	+ 1.31	+ 2.32	50.58	54.64	+ 4.06	+ 8.0
½	44.33	44.46	+ 0.13	+ 0.29	49.09	49.11	+ 0.02	+ 0.04	42.43	41.65	— 0.78	— 1.84
⅜	31.37	31.55	+ 0.18	+ 0.57	29.33	29.22	— 0.11	— 0.37	30.66	30.40	— 0.26	— 0.85
4	28.87	29.20	+ 0.33	+ 1.14	19.14	19.79	+ 0.65	+ 3.40	27.98	29.32	+ 1.34	+ 4.79
8	25.09	25.56	+ 0.47	+ 1.84	23.71	23.28	— 0.43	— 1.81	28.41	25.85	— 2.56	— 9.0
14	28.85	26.89	— 1.96	— 6.82	29.65	25.13	— 4.52	—15.3	30.37	26.02	— 4.35	—13.87
28	32.21	28.25	— 3.96	—12.3	28.89	25.80	— 3.09	—10.7	30.07	24.69	— 5.38	—17.92
48	41.44	33.76	— 7.68	—18.5	35.59	28.11	— 7.48	—21.0	37.38	23.87	—13.51	—36.2
100	5.74	7.53	+ 1.79	+ 31.2	13.91	10.08	— 3.83	—27.5	6.88	12.07	+ 5.21	+75.8
Pan	2.20				5.65				2.94			
Total wt.	262.48	347.18	—13.1	— 3.62	364.39	338.0	—26.39	— 7.25	362.90	338.52	—24.38	— 6.72
Wt. of fine agg.	162.2	151.19	— 1.01	— 6.24	150.89	132.19	—18.7	—12.4	161.09	141.82	—19.27	—12.0

TABLE (9).—*EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON CRACK RESISTANCE OF CONCRETE*

Max. Size of Agg.: $1\frac{1}{2}$-in. *Cement Content: $5\frac{3}{4}$ scy.* *S/A = 0.384*

Days in Dry Room	*CRACK RESISTANCE (Psi)**										
	NO RETEMPERING				*RETMPERING*						
	Batch No.				*Batch No.*						
	A 1	A 6	A 2	A 16	A 5	A 8	A 13	A 14	A 10	A 12	A 11
	AGITATING PERIOD (Hrs.)				*AGITATING PERIO D(Hrs.)*						
	0	$\frac{3}{4}$	$1\frac{1}{2}$	2	$\frac{3}{4}$	$1\frac{1}{2}$	2	$2\frac{1}{2}$	3	4	6
1	90	148	152	120	114	119	153	145	126	90	96
2	115	159	152	—	150	147	191	145	158	152	113
3	138	209	194	212	185	164	191	159	184	166	144
4	140	—	—	222	—	—	220	203	184	169	153
5	182	—	—	—	—	—	—	—	213	191	153
6	—	230	246	—	200	183	246	253	—	217	193
7	197	—	252	256	—	—	—	—	239	217	210
8	—	248	—	257	210	Crack	—	—	—	230	210
9	—	—	Crack	—	—		249	244	—	—	216
10	214	Crack		Crack	221		—	—	Crack	270	—
11	—				Crack		Crack	Crack		—	234
12	228									—	—
13	Crack									Crack	—
14											Crack

*Value given is the average of two specimens.

TABLE (8).—*EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON SHRINKAGE OF CONCRETE*

Cement Content: 5¾ scy. *Max. Size of Agg.: 1½-in.* *S/A = 0.384*

Days in Dry Room	SHRINKAGE (in./in. × 10^{-6})								
	Batch No.								
	A 3	*A 5*	*A 9*	*A 8*	*A 13*	*A 14*	*A 10*	*A 12*	*A 11*
	Agitating Period (Hrs.)								
	½	¾	1	1½	2	2 ½	3	4	6
1	88	110	114	114	116	126	141	108	121
2	133	160	146	144	156	168	188	159	167
3	173	196	170	166	175	189	218	196	225
4	205	220	188	183	196	211	238	206	266
5	231	238			220	238	267	264	285
6			238	237	256	276	296	290	350
7		277						315	
8	276		267	265					405
9		312			299	380	375	353	
10			295	300	317				460
11	302	340				368		370	
12			345	344			431		517
13	326							440	
14							476		553
15			390	405	422	471			
17		440					533		
18	411								
19			440	442				583	
20					502	545			709
22		508							
23	478						624		
24					539	595		649	
25									795
26			536	548					
28		605					695		
29	565				581	638			
31			582	611					
33		658						737	890
35	614		619	633			761		
37									
40			636						

TABLE (7).—*EFFECT OF REMIXING AND NO RETEMPERING ON SHRINKAGE OF CONCRETE*

Cement Content : 5¾ scy. *Max. Size of Agg. : 1½-in.* *S/A = 0.384*

Days in Dry Room	*Batch No.*							
	A1	*A1r*	A 4	*A 6*	*A 7*	*A 2*	*A 16*	*A 15*
	Agitating Period (Hrs.)							
	0	*0*	½	¾	*1*	*1½*	*2*	*3*
1	94.7	96		99	101	113	124	152
2	116.3	122		143	162	156	176	185
3	152.1	156		169	188	200	201	213
4	194.0	181		195	217	233	236	234
5	215.0	193		209	226	253	253	270
6	240.0							288
7				250	240		286	
8	258	257				305		317
9				274	294		326	
10	288	285						354
11		308		298	314	329		
12	310						374	
13				322	370	351		400
14		342						
15						430	440	
16				376	405			458
17		365						
18						460		
19	388							
20				423	459			
21							511	
22	435	470						578
23						489		
27		536		515	548			524
29						581		
30	562							
31		555		580	609			
32								
36	613			596	622	616		

TABLE (6).—*EFFECT OF REMIXING AND RETEMPERING ON STRENGTH OF CONCRETE*

Cement Content : 5¾ scy. *Max. Size of Agg.: 1½-in.* *S/A = 0.384*

Agitating Period (Hr.)	Batch No.	7-Day Comp. Strength (Psi)		28-Day Comp. Strength (psi)		28-Day Tensile Str. (psi)	
		Readings	Average	Readings	Average	Readings	Average
½	A 3	2140 2190 2390	2240	4080 3670 4510	4155	406 474 422	437.0
¾	A 5	2390 2300 2280	2323	4110 3970 4220	3993	433 426 427	427.0
1	A 9	2340 2400 2390	2377	4370 4460 4460	4025	406 —— 358	416 5
1½	A 8	2430 2515 2445	2463	4260 4230 4460	3070	328 —— 470	342.0
2	A 13	2370 2200 ——	2285	4080 4400 ——	4087	473 453 437	465.3
2½	A 14	2170 2203 ——	2187	4160 4150 ——	4100	414 439 466	430.0
3	A 10	2100 2130 2160	2130	3980 3960 4040	4430	461 475 506	467.3
4	A 12	2025 1917 ——	1971	3980 4070 ——	4317	450 381 397	445.7
6	A 11	1220 1240 1200	1220	3070 3070 ——	4240	376 —— 431	386.5

TABLE (5).—*EFFECT OF REMIXING AND NO RETEMPERING ON STRENGTH OF CONCRETE*

Cement Content : 5¾ scy. *Max. Size of Agg.: 1½-in.* *S/A = 0.384*

Agitating Period (Hr.)	*Batch No.*	*7-Day Comp. Strength (Psi)*		*28-Day Comp. Strength (psi)*		*28-Day Tensile Str. (psi)*	
		Readings	*Average*	*Readings*	*Average*	*Readings*	*Average*
0	A 1	2080 1970 2120	2056	4050 3980 4310	4113	488 439 503	476.7
0	Al-r	2240 2180 2280	2233	3925 4100 4260	4100	514 418 466	466.0
½	A 4	2600 2580 2540	2573	4440 4540 4190	4390	464 480 470	471.3
¾	A 6	2457 2644 2440	2514	4510 4700 4160	4457	499 521 476	498.9
1	A 7	2298 2518 2438	2418	4110 4580 4470	4387	497 474 500	491.0
1½	A 2	2800 2860 2910	2857	4600 4330 4740	4550	516 436 496	482.7
2	A 16	2820 2720 ——	2770	4560 4350 ——	4455	366* 459 ——	412.5
3	A 15	2840 2820 ——	2830	4998 4700 5030	4909	496 525 ——	510.4
4	A 17	3130 2900 ——	3015	5090 4620 ——	4855	504 480 ——	492.0
5	A 17-a	2980 2890 ——	2935	4450 3910* ——	4450 (4180)	464 298* ——	464.0

*Honey combing was observed.

TABLE (4).—*EXPERIMENTAL DATA AND RESULTS*
REMIXING AND RETEMPERING

Cement Content : 5¾ scy. *Max. Size of Agg. : 1½-in.* *S/A = 0.384*

ITEM	REMIXING AND RETEMPERING								
	Batch No.								
	A 3	A 5	A 9	A 8	A 13	A14	A10	A12	A11
	AGITATING PERIOD (Hrs.)								
	½	¾	1	1 ½	2	2 ½	3	4	6
Date of Cast ...	18—7	19—7	21—7	21—7	1—8	2—8	24—7	27—7	27—7
Temperature °F. ...	72.5	75	67.5	61.5	68	67.3	62	66	65.5
Relative Humidity % ...	89	92.5	89.5	93	96	94	93	94	97
Water Content lb. ...	33.7	34.6	34.6	34.6	34.6	34.6	34.5	34.6	34.6
Retempered Water lb. ...	2.0	1.5	1.0	2.5	3.5	4.5	5.0	6.2	12.0
Total Water Content lb./cu. yd. ...	321.3	324.9	320.4	338.9	342.9	351.9	355.5	367.2	419.4
Slump[1] At 0-hr. Remixing in. ...	4 ⅓	3 ½	4 ¼	4	4	3 ⅞	4 ½	4 ⅜	3 ⅞
Slump[1] At End of Remixing in. ...	2 ½	2 ¾	2 ⅜	1 ¾	1 ¼	1	1	½	¼
Slump[1] At Final After Retempering in. ...	3 ¼	4	3 ¾	3 ¾	4	4 ¼	4	4	4
Unit Weight lb./cu. ft. ...	—	125.45	125.35	151.55	151.75	154.35	150.20	151.55	149.0
Air Content % ...	—	0.75	0.90	0.70	0.85	0.75	0.85	0.85	0.60
Comp. Strength (7-Day) psi. ...	2173	2323	2377	2463	2285	2187	2130	1971	1229
Comp. Strength (28-Day) psi. ...	465.3	430.0	467.3	445.7	386.5	4155	3993	4025	3070
Tensile Strength (28-Day) psi....	4087	4100	4430	4317	4240	437.0	427.0	416.5	342.0
Mod. of Elasticity[2] (28-Day) psi. $\times 10^6$ ...	2.93	3.05	3.40	3.37	3.51	3.40	3.15	3.75	4.62
Crack Resistance psi....	—	224	—	186	250	246	235	296	246
Corresponding Shrinkage in./in. $\times 10^{-6}$ ...	—	339	—	277	320	363	367	414	533

(1) Slump is the average of two results.

(2) Value given is the average of two specimens.

TABLE (3).—*EXPERIMENTAL DATA AND RESULTS*
REMIXING AND NO RETEMPERING

Cement Content : 5 ¾ scy. *Max. Size of Agg. : 1½-in.* *S/A = 0.384*

ITEM	REMIXING and NO RETEMPERING								
	Batch No.								
	A 1	A 4	A 6	A 7	A 2	A16	A15	A17	A17a[3]
	AGITATING PERIOD (Hrs.)								
	0	½	¾	1	1 ½	2	3	4	5
Date of Cast	25—7	19—7	20—7	20—7	18—7	3—8	1—8	3—8	3—8
Temperature °F	62.5	70.5	63	68	67	70	69.5	70.5	70.5
Relative Humidity %	94	95	90.5	96	96	96.5	92	90	90
Water Content lb.	34.6	34.5	34.6	34.6	34.6	35.1	34.6	34.6	34.6
Total Water Content lb/cu. yd.	311.4	310.5	311.4	311.4	302.4	315.9	311.4	311.4	311.4
Slump[1] At End of Remixing in.	4	3 ¾	4	4	4	3 ¾	4	4 ¼	4 ¼
Slump At 0-hr. Remixing in.	—	2 ½	2 ¾	2 ¼	1 ½	1 ¼	½	¼	0
Unit Weight lb./cu. ft.	152.45	152.35	152.40	—	152.45	153.05	—	151.20	149.95
Air Content %	0.85	0.90	0.75	—	0.80	0.85	—	0.95	1.10
Comp. Strength (7-Day) psi.	2145	2573	2514	2418	2857	2770	2830	3015	2935
Comp. Strength (28-Day(psi.	4107	4390	4457	4387	4550	4455	4909	4855	4180
Tensile Strength (28-Day) psi.	471.9	471.3	498.9	491.0	482.7	412.5	510.5	492.0	464.0
Mod. of Elasticity[2] (28-Day) psi. × 10^6 ...	3.19	3.43	3.73	3.26	3.62	3.55	3.72	3.66	3.53
Crack Resistance psi.	226	—	260	—	270	265	—	—	—
Corresponding Shrinkage in./in. × 10^{-6}	330	—	310	—	330	351	—	—	—

(1) Slump is the average of two results.

(2) Value given is the average of two specimens with the exception of A2 and A17-a.

(3) Batch A17-a is obtained from batch A17. After a certain amount of concrete is taken out of the end of the 4th hour of agitation, the rest of concrete is left and remixing is continued in the mixer and this gives batch A17-a.

VI) CONCLUSIONS

A summary of all the above results is listed in the following:

1.—*The retempered and non-retempered strength-curves seem to belong to the same category, possessing two anticlines and one syncyline in between.*

2.—The 7-day and 28-day strength show that the effect of retempering does not indicate any decrease, according to former belief within the first 2½ hours of agitation.

3.—*For the type of aggregate employed in this research, the maximum compressive trength for non-retempered concrete was approximately 140 % at 7 days and 120 % at 28 days of that at 0-hour or agitation while, that for retempered concrete is nearly 112 % and 111 % respectively.*

The maximum strength of the former occurs around the third and the fourth hour period of agitation, and that of the latter around the period of 1 to 1½ hours of agitation.

4.—The tensile strength seems to be not much affected by extended agitation in case of non-retempering while, it tends to drop slightly in the case of retempering.

5.—*Shrinkage is, in general, proportional to the period of agitation. The effect of retempering does not appear to have appreciable influence on shrinkage.*

6.—Crack resistance does not seem to be affected by retempering to any considerable extent.

7.—*Temperature rise in the concrete during agitating is in direct proportion with time of agitation.*

8.—Breakdown of aggregates due to grinding action resulting from extended agitation has no effect on coarse aggregates but a considerable breakdown was observed in fine aggregates of sizes ranging from No. 14 to No. 100 mesh.

9.—*The tensile strength given by the split-tension test is approximately 11 % of of the corresponding compressive strength. This test provides satisfactory results as far as this investigation is concerned. It seems to the author that this test is simple, economical and reliable.*

From this investigation, it appears that retempering is not objectionable if the correct amount of water is added during the first two hours before the initial set. However, it is of interest to note that the effect of retempering gives an increase in compressive strength before the 2-hour period of agitation which the author believes to be the result of early absorption of moisture and more thorough hydration of cement paste. For this reason, the author suspects that the percentage of increase in strength at one year of curing would be less.

IT WOULD BE TOO EARLY TO DECIDE AT THIS MOMENT WHETHER RETEMPERING SHOULD BE PERMISSIBLE. DIFFERENT TYPES OF CEMENT, DIFFERENT KINDS OF MIXERS, AND DIFFERENT PROCEDURES OF BATCHING AND MIXINT COULD FURNISH DIFFERENT RESULTS. MORE COMPLETE RESEARCH AND LONGER PERIODS OF INVESTIGATION ARE STILL UNMET NEEDS.

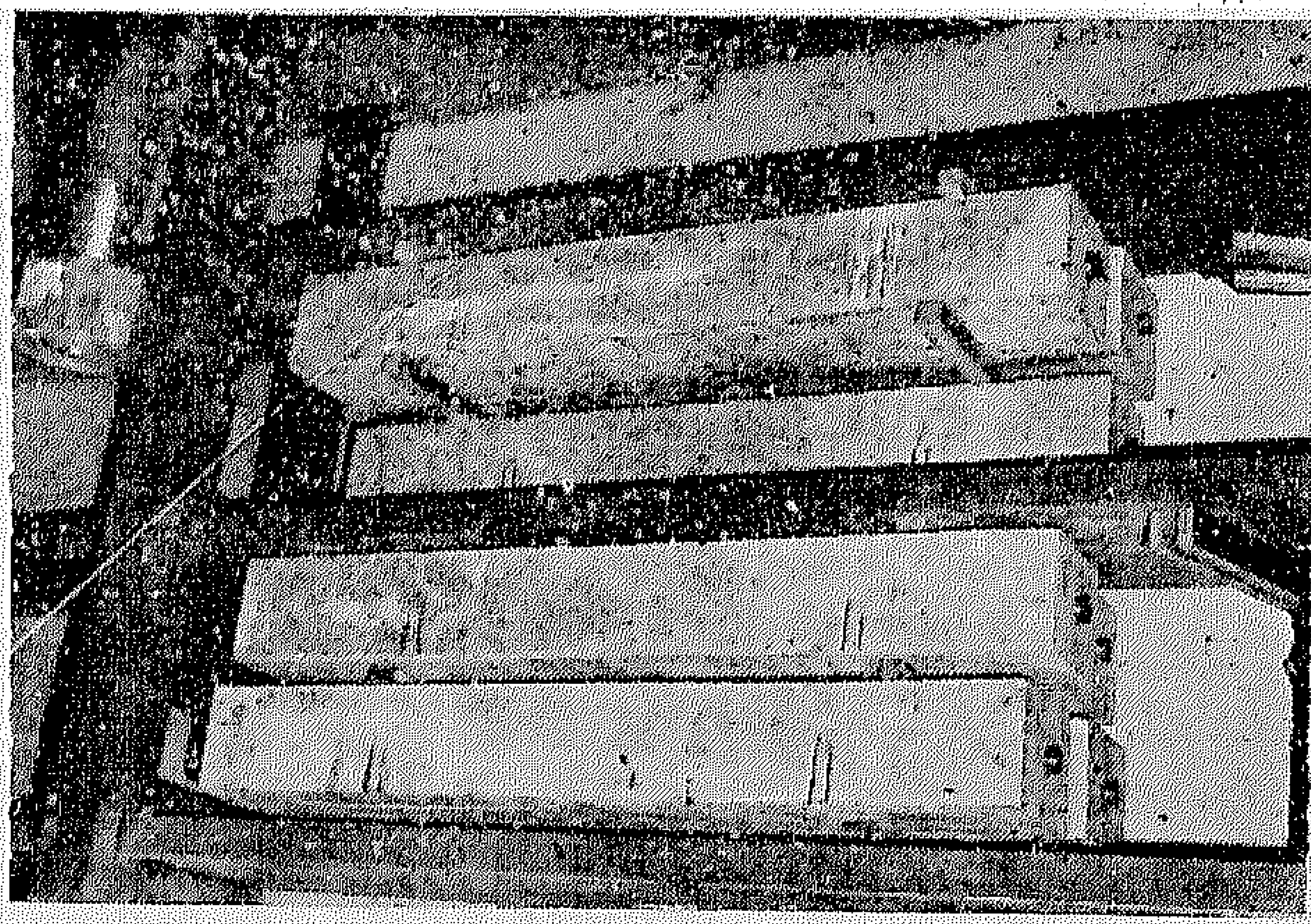
The tensile strength given by this test was approximately 11 % of the compressive strength, which agrees quite well with that stated by Hanson [32], the result given by the split-tension test is, in general, dependent upon the condition (wet or dry) of specimen under test, rate of loading, size and material of contact plates.

E. L. Bryar [33] concluded in his research report that the split tension test yields results which are apparently 50 %-70 % higher than the true tensile strength. Such conclusion appears to be also appropriate in this case when the tensile strength deduced from crack resistance measurement, is compared with that given from the test, taking into account that a certain correction should be made for the development of creep in the restrained bars.

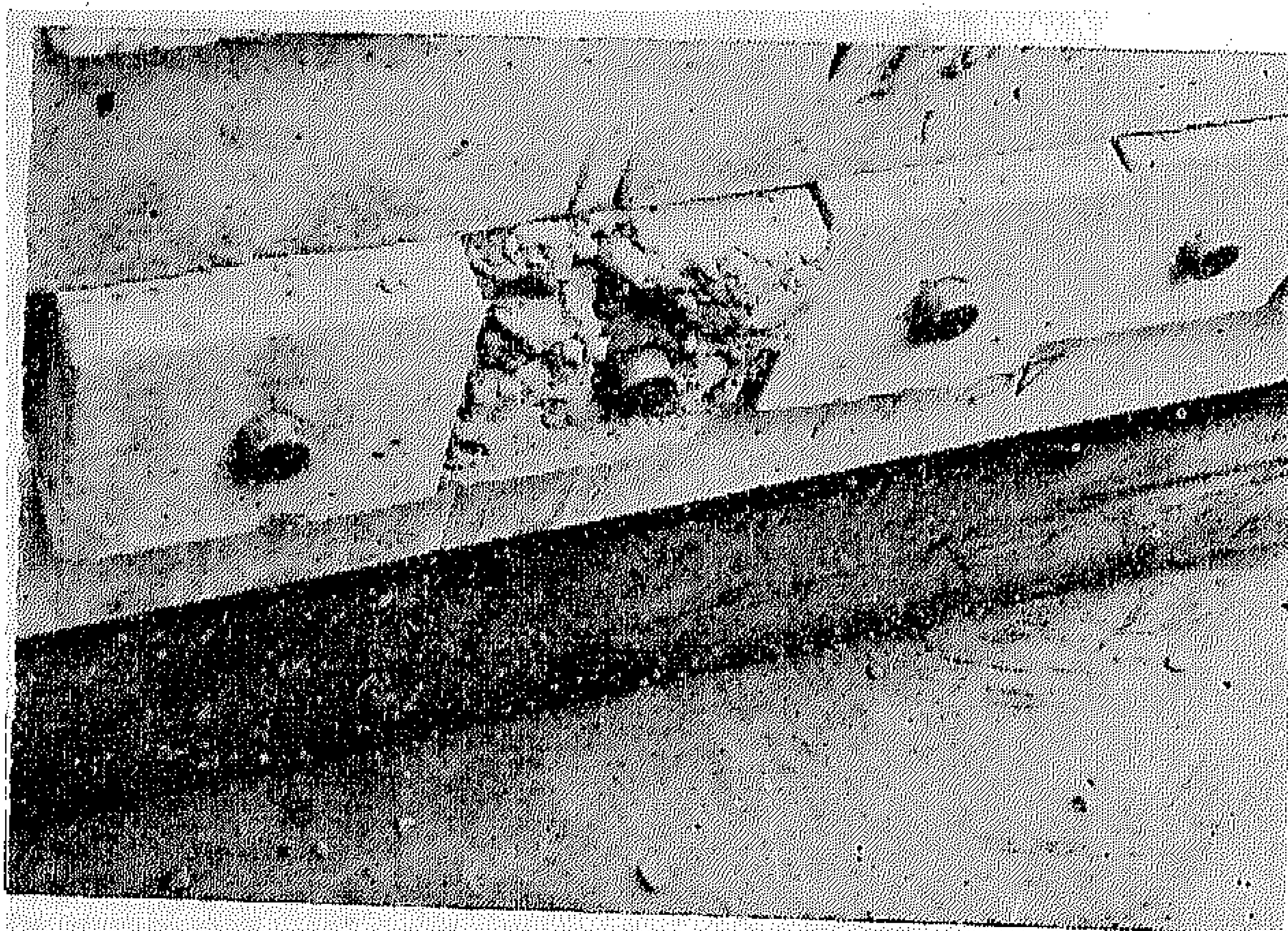
As observed from Fig. (6) and Fig. (7), there seems to be a tendency that the longer the period of mixing and/or agitating [34], the more shrinkage would be developed. In case of retempering, it indicates that, with one exception, shrinkage varies with the period of agitation. This might be partly due to the uncertain increase in water-cement ratio [35]. However, it should be noted that it is quite possible that sometimes the volumetric changes in concrete are not in proportion to the amount of water loss ; and Troxell, Raphael and Davis have proved experimentally that shrinkage was not appreciably affected by the water content or the cement ratio, or the aggregate-cement ratio [36].

During the early stage in the dry room, irregular shrinkage of concrete under different conditions seems to occur. This might be of the same effect as what Pickett found : that a considerable curvature occurred near the origin [35]. This effect could be due to abrupt change in evaporation of water in the capillary pores of the cement paste ; or due to the variable rate of carbonation of the lime.

For most crack resistance specimens the corresponding contraction of the companion beams were roughly half as much as that given by the restrained bar, which signifies that the condition provides 50 % of total restraint. As pointed out by Carlson [37], the crack resistance was very much affected by the tensile strength, the sustain modulus (in other words, the creep) of the concrete, the type of aggregate and its size, and the cement content. The increase in crack resistance of non-retempered concrete could most probably be due to the increase in tensile strength resulting from the loss of slump.



PICTURE (1-a)
Crack resistance beams storage in the "dry room"

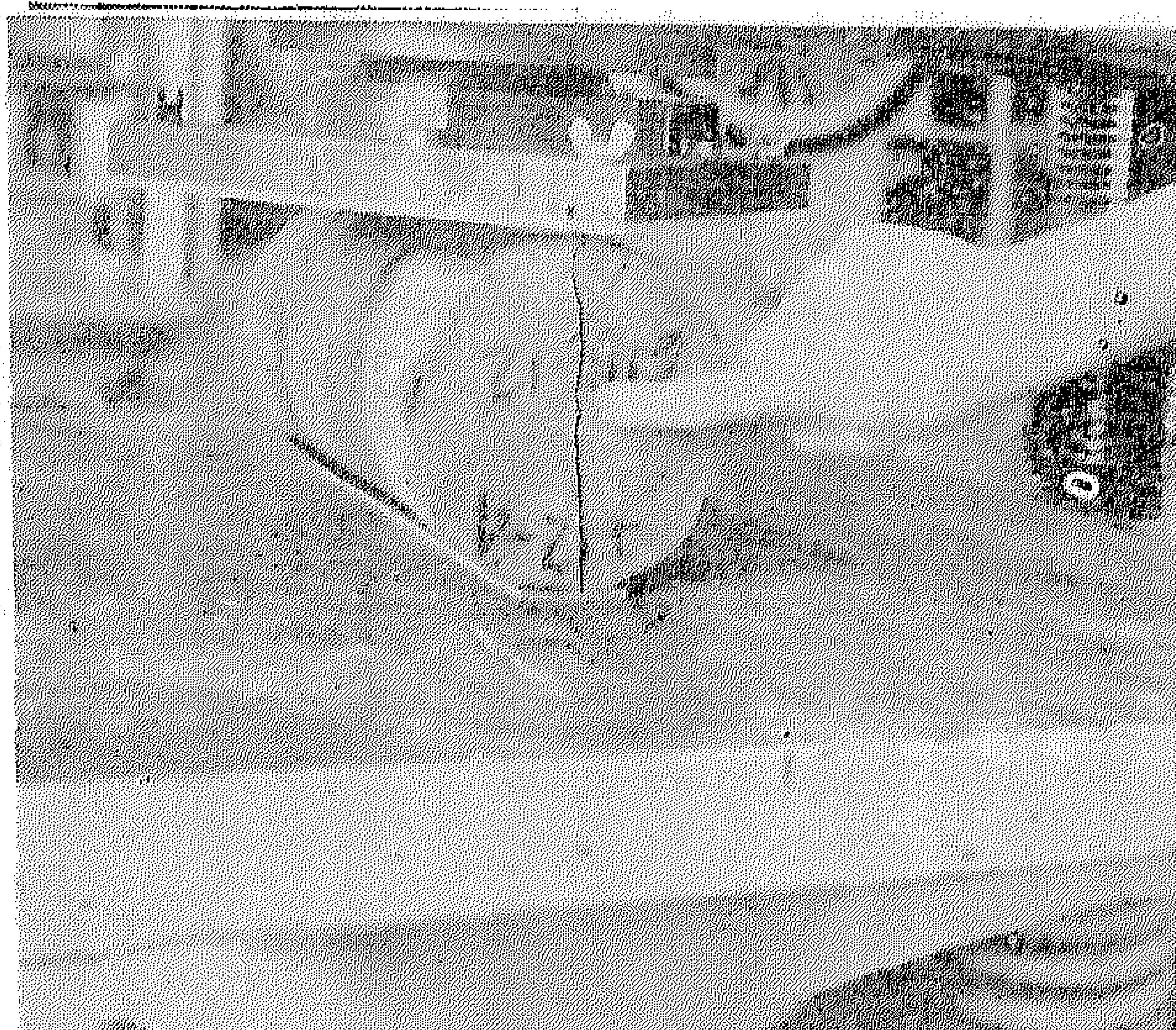


PICTURE (1-b)
Crack resistance beams storage in the "dry room"

mechanical strength. The prolonged period of agitation and the addition of retempered water tend to promote the opportunity for the cement particles in contact with moisture. It induces more complete hydration of cement and increases gel-space ratio and consequently boosts up the strength [31]. At the same time, there is undoubtedly some decrease in strength involved, due to the increase in water cement ratio is not in direct proportion to the total amount of water added, and that the increase has not reached the harmful extent. Part of the water added could be the amount of water needed in curing. For this reason, the total water content instead of water-cement ratio is plotted in Fig. (3).

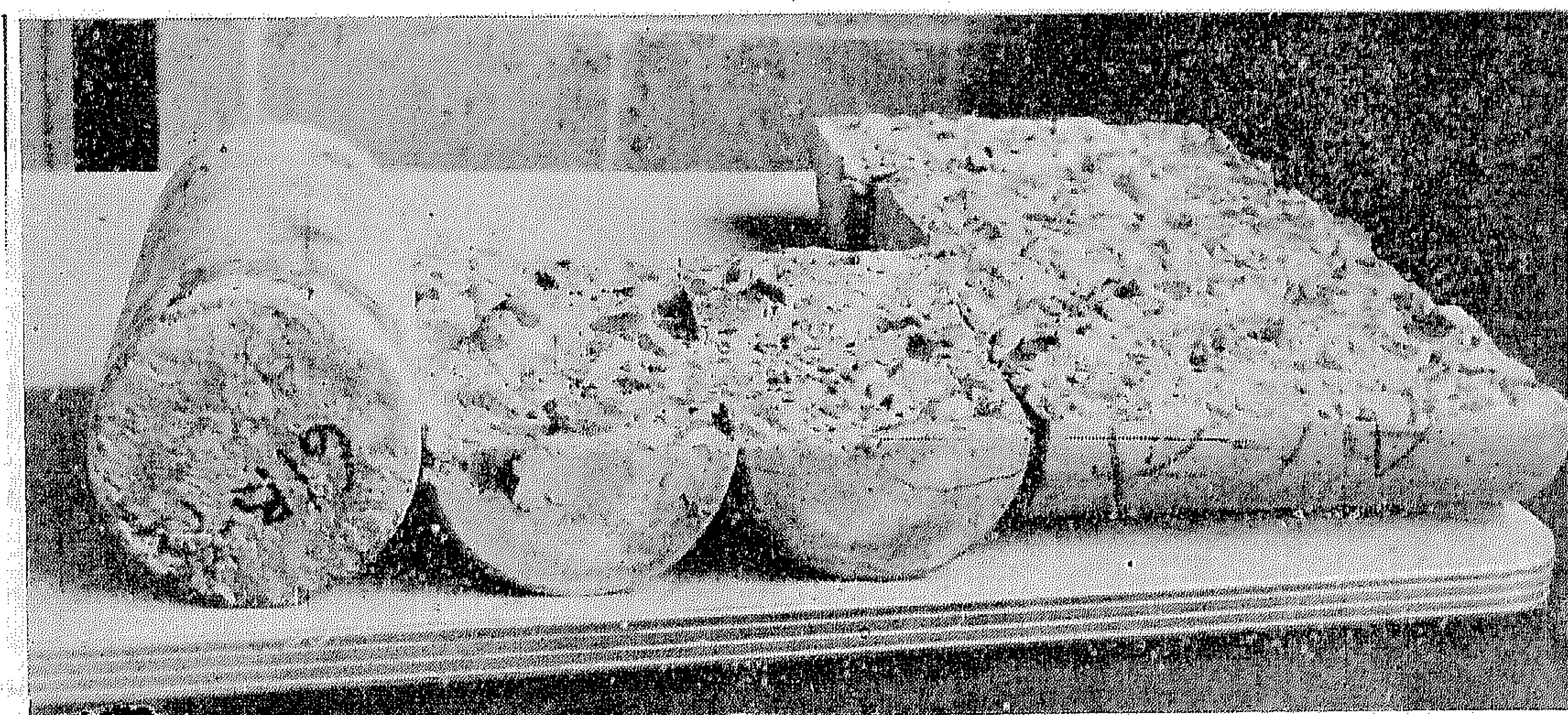
If the above explanations are sound, it seems to be quite natural that the 7-day and 28-day strength-curves follow the same trend as shown in Fig. (3).

For tensile strength, it appears that not much effect was observed due to extended agitation and slight decrease during the first 1½-hour period for the retempered concrete, except that the strength at 2-hour period seems to be low. This could be attributed to the experimental error as tension test is very likely to give large variations. However, the split-tension test conducted in this investigation seems to be quite satisfactory. As found from Table (5) and Table (6), the variation of



PICTURE (14)
Failure of split tension specimens.

different specimens under the same condition is at most 13 %. In almost all specimens, the failure occurred very near the vertical diameter of the cylinders (P. 14). The fracture was in some cases irregular, but it never extended more than ½ of an inch from the center. It is observed that the stress distribution was quite uniform along the vertical plane of the cylinder since quite a few pieces of the gravel were splitted all the way along the vertical plane (P. 15). This serves as a proof that the "weak link" theory for the direct tension test is not in this case applicable.



PICTURE (15) :
Failure of split tension specimens.

the crack resistance is not affected by remixing and/or retempering.

The curve in Fig. (10) represents the temperature rise in the concrete during agitating, which is rather uniform; and it bears a direct rate of increase in proportion with the period of agitating except for the first quarter-hour period.

Fig. (11) shows that no breakdown was introduced to the course aggregates while quite a considerable loss occurred in the fine aggregates between No. 14 and No. 100 sieves.

Fig. (12), Fig. (13) and Fig. (14) give a general idea indicating that the distribution of sizes of aggregate after mixing approaches more to the ideal case for aggregates finer than No. 28, whereas it recedes from the ideal case for aggregates between No. 4 and No. 28.

The Young's modulus of elasticity of all the specimens varies from 3.0×10^6 to 4.0×10^6. The majority falls in region 3.5×10^6. It hints dimly that the modulus within tolerant experimental errors, is not much affected by retempering. In the same sense, it gives a rough idea that the modulus is slightly increased by prolonged mixing without retempering.

Unit weight of concrete in test is approximately 152 lb./cu. ft. on average.

V) DISCUSSION

The strength curves of retempered and non-retempered concrete show more or less the phenomenon that they exhibit an anticline somewhere between the 1 and 2-hour period, and another between the 2½ and 4-hour period. Also they tend to form a syncline at 2 to 3-hour period. A third anticline could be observed at ½ to ¾-hour period for the non-retempering condition. All these rises and falls may seem to reflect that different chemical reactions in the cement have been involved. If the points contributed by the results of 7 and 28-day strength at 1-hour period and that of 7-day strength at ½-hour period are given less weight, as errors are very likely to be expected from concrete work, the retempered and non-retempered curves seem to be of the same family. The effect of retempering would then seem to bend the non-retempering curve a little way down.

In the first ¾ of an hour, the increase in strength for retempered concrete is a little bit less than it appears to be, if referring to the sharp increase at 1-hour period. This could be justified by the increase requirement in water as seen in the water content curve. High water requirement and low strength are among other factors that are introduced by false set as suggested by R. F. Blanks and J. L. Gilland [29]. Also, they pointed out that extra mixing or agitation could breaks through the stiffening characteristic of false set. This might be the cause responsible for the addition rise in strength and also for the drop in requirement of water to restore the original slump.

After the 1-hour period (or the 1½-hour period), all curves tend to change slope; this could be explained by the fact that the initial set begins to form. The change is not abrupt because the grinding action due to prolonged agitation tends to break up the hardened cement particles and the retempered water could possibly dilute the solution. Hence, it has the effect of promoting the setting time to some extent, and inducing a gradual acceleration to the setting process, i.e. the process of coating and breaking up of the layer of calcium silicate as pointed out in the period of setting by T. C. Powers [30].

At the 6-hour period, the strength drops tremendously because the cement has very well reached the period of final set and small groups of hydrated hardened cement particles have been formed. This is justified by the increase in air content.

As to the increase in the strength in the retempered concrete within the first two hours of agitation, it might be due to the fact that concrete after casting would absorb moisture so that the cement get might gain

Fig. (14), representing the three different periods of agitating. The cumulative percentages are also plotted in the graphs. The circle reveals approximately the economical and ideal distribution of sizes of aggregates.

2. — Results

It is of interest to note that from Fig. (3) and Fig. (4) it seems that the sets of curves all belong to a family, although a slight discrepancy is in sight in the first part. It looks like they have a general tendency of showing two anticlines and one syncline in each strength-curve within the whole period of agitating (6 hours). The first anticline could be detected somewhere between one hour and two hours agitating period while the second anticline occurs between 2½ to 4 hours agitating period. The syncline appears to be in the 2 hr. to 3 hr. agitating period.

Furthermore this test seems to indicate that the strength for non-retempered concrete reaches the first peak at 1½ hour period of agitation, and the same for 7-day strength of retempered concrete. At 28 days, the maximum value of compressive strength occurs at the 3 hr. period for non-retempered concrete and at the one hr. period for retempered concrete.

Up to two, or even to about three hours, retempered concrete does not show any decrease in compressive strength whereas, it show a small decrease of 8-8.5% (maximum) in tensile strength.

Attention is directed to retempered strength-curve at periods of 1 to 1½ hours of agitation. A considerable gain in both the 7 and the 28-day strengths is conspicuous. Only a slight decrease in tensile strength for the first 1½ hour period is involved.

The requirement of water needed to bring the concrete to the original 4-in. slump is a bit less at the one hour and 4 hour period. A light increase at ½ and ¾ hour period is to be noted.

It is observed that after 4 hours of agitating, the mixer began to be stuck with mortar and the concrete became very difficult to be placed in the moulds. A the end of the 3 hour period of non-retempering, only the cylinders, and not the beams, could be cast with much effort involved. From Tables (3) and (4), the air content of concrete at various periods of agitation does not seem to have much variation—it varies from 0.8 to 0.9 % in general. Retempering or non-retempering does not seem to have much influence on air content to any considerable extent. After the 4 hour period, the air content rises to 0.95-1.1%,

From Fig. (5), it appears that the shrinkage is increased with the extended period of mixing and agitating. The same statement could be applied to the case of retempered concrete—Fig. (6)—with the exception of condition A5 (¾ hour-period, retempering) and the first part of condition A10 (3 hour-period, retempering).

It appears in Fig. (7) that, less shrinkage was experienced in the retempered beams, before the 3 hour period when compared to the same condition of concrete, with only remixing, but without the addition of retempered water, to restore the original 4-in. slump. At 3 hour period, the two conditions give roughly the same amount of shrinkage. After this, the reverse seems to be true. Nevertheless, if shrinkage is compared on the basis of same consistency (4-in. slump), retempered concrete shows increase in shrinkage with the increase in the time of agitation.

It might be interesting to note that during the first three or four days in the dry room, there is a delay in shrinkage for some specimens—the shrinkage curves become slightly concave ; and the variation does not follow the period of agitation.

In Fig. (8), the curves show that the cracking is not commensurate with the amount of shrinkage, which indicates that specimens are not of the same tensile strength accounted for crack resistance. As seen from Fig. (4), crack resistance may be increased by a longer period of mixing. For retempered concrete, no decrease (except at agitating period of 1½ hour) in crack resistance was observed. However, the conclusion points to the fact that

— Slump at zero hour remixing (in.).
— Slump at end of remixing (in.).
— Unit weight (lb./cu. ft.).
— Air content (%).
— Compressive strength at 7 days (psi.).
— Compressive strength at 28 days (psi.).
— Tensile strength at 28 days (psi.).
— Modulus of elasticity at 28 days (psi).
— Crack resistance (psi).
— Corresponding shrinkage in./in. $\times 10^{-6}$

The results of the compressive and tensile strengths for set No. 1 (Remixing and NO Retempering) are listed in Table (5). The results for set No. II (Remixing and Retempering) are listed in Table (6).

Shrinkage and Crack Resistance results are given in Tables (7), (8) and (9) respectively.

Sieve analysis results (Aggregate Breakdown Tests) are shown on Tables (10) and (11) which reveal the percentage retained and cumulative percentage of different sizes of fine aggregates between No. 4 and No. 100 sieves before and after remixing.

Fig. (3) gives the 7-day and 28-day compressive strength of non-retempered and retempered concrete at different periods of agitation. The total amount of water added under different conditions is also shown in the graph. Straight lines are drawn between every successive values.

Fig. (4) gives the 28-day tensile strength of retempered and non-retempered concrete cylinders. The curves are drawn the same way as those of Fig. (3). The crack resistance behavior are also plotted for comparison.

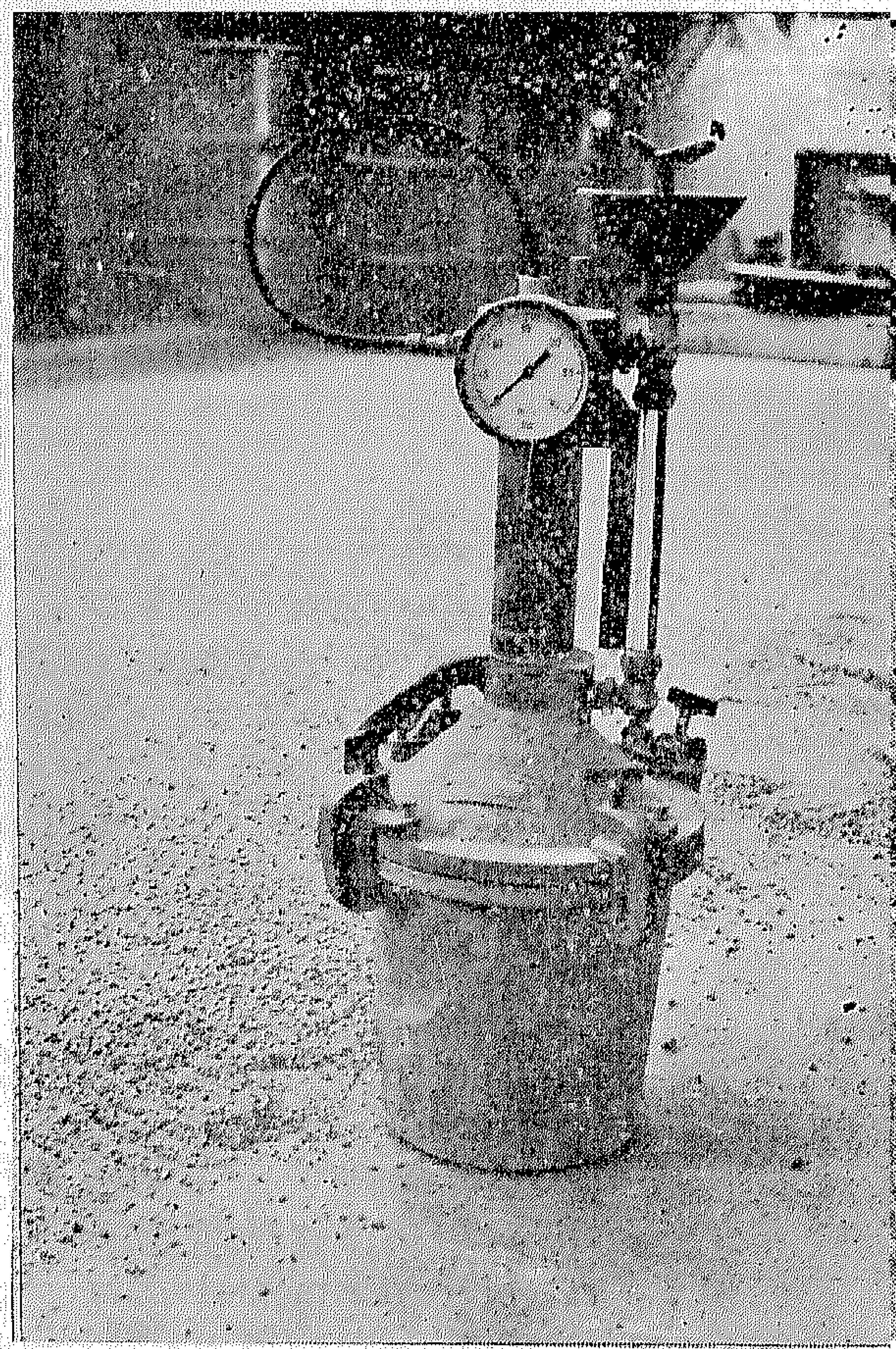
Fig. (5) and Fig. (6) show respectively the effect of non-retempering and retempering on shrinkage. Shrinkage (in./in. $\times 10^{-6}$) is plotted against the age (days) stored in "dry room". The contrast in shrinkage between the two conditions is shown in Fig. (7) for agitating period of 0, 1½, 2 and 3 hours.

In Fig. (8) and Fig. (9), the top curves indicate respectively the effect of non-retempering and retempering on crack resistance while the bottom curves give the corresponding values in shrinkage (shrinkage observed from the respective companion specimens).

Fig. (10) shows the temperature rise in the concrete during the four hours of agitating in the mixer.

Fig. (11) represents the results of the sieve analysis (Aggregate Breakdown Tests). They are represented in percentages of gain or loss of particles retained in different sizes of the standard sieves after mixing and agitating, based on that before mixing and agitating. Three sets of results, at agitating periods of 0, 1½ and 3 hours, are presented.

Wave frequency (Logarithmic probability scales) curves for fine aggregates, the sizes of which being between No. 4 and No. 100 mesh, are given in Fig. (12), Fig. (13) and



PICTURE (13) :
Air-meter for concrete

where :

P_u = Ultimate load (lb.)

D = Average diameter of cylinders (6-in.).

L = Average length of cylinders (12.125-in.).

c) Shrinkage :

Shrinkage is obtained by the following formula :

$$S = \frac{\Delta L}{L} \quad \dots\dots\dots\dots\dots\dots \quad (4)$$

where :

S = Shrinkage in millionth.

L = Effective length measured from center to center of the grooves of the brass plug.

ΔL = Total change in length (in.)
$= \Delta L_i + (\alpha_s - \alpha_c)\ (t_d - t_f)$
$= \Delta L_i + 1.6\ (t_a - t_f)$

In which :

ΔL_i = observed change in length (in.).
α_s = coefficient of expansion for steel.
α_c = coefficient of expansion for concrete.
t_d = temperature in dry room (°F.).
t_f = temperature in fog room (°F.).

$$\therefore \text{Shrinkage} = \frac{\Delta L_i + 1.6\ (t_d - t_f)}{14.79} \times 10^{-6} \dots\dots\dots\dots\dots\dots \quad (5)$$

d) Crack Resistance :

The crack resistance is obtained by the following formula [27] :

$$f_{cr} = \frac{\Delta L_s}{L_s} E_s \frac{A_s}{A_c} \quad \dots\dots\dots\dots\dots \quad (6)$$

Where :

L_s = Average effective length of steel rod embedded in concrete = 37-in.

ΔL_s = Total deformation of steel (in.).
$= \Delta L_i + (\alpha_s - \alpha_c)\ (t_d - t_f)$.

In which

ΔL_i = Observed change in length (in.).

α_s = Coefficient of expansion for steel.

α_c = Coefficient of expansion for concrete.

t_d = Temperature in dry room (°F.).

t_f = Temperature in fog room (°F.).

A_c = Cross-sectional area of concrete = 26.85 sq. in.

A_s = Cross-sectional area of steel = 1.77 sq. in.

E_s = Modulus of elasticity for steel = 30×10^6 psi.

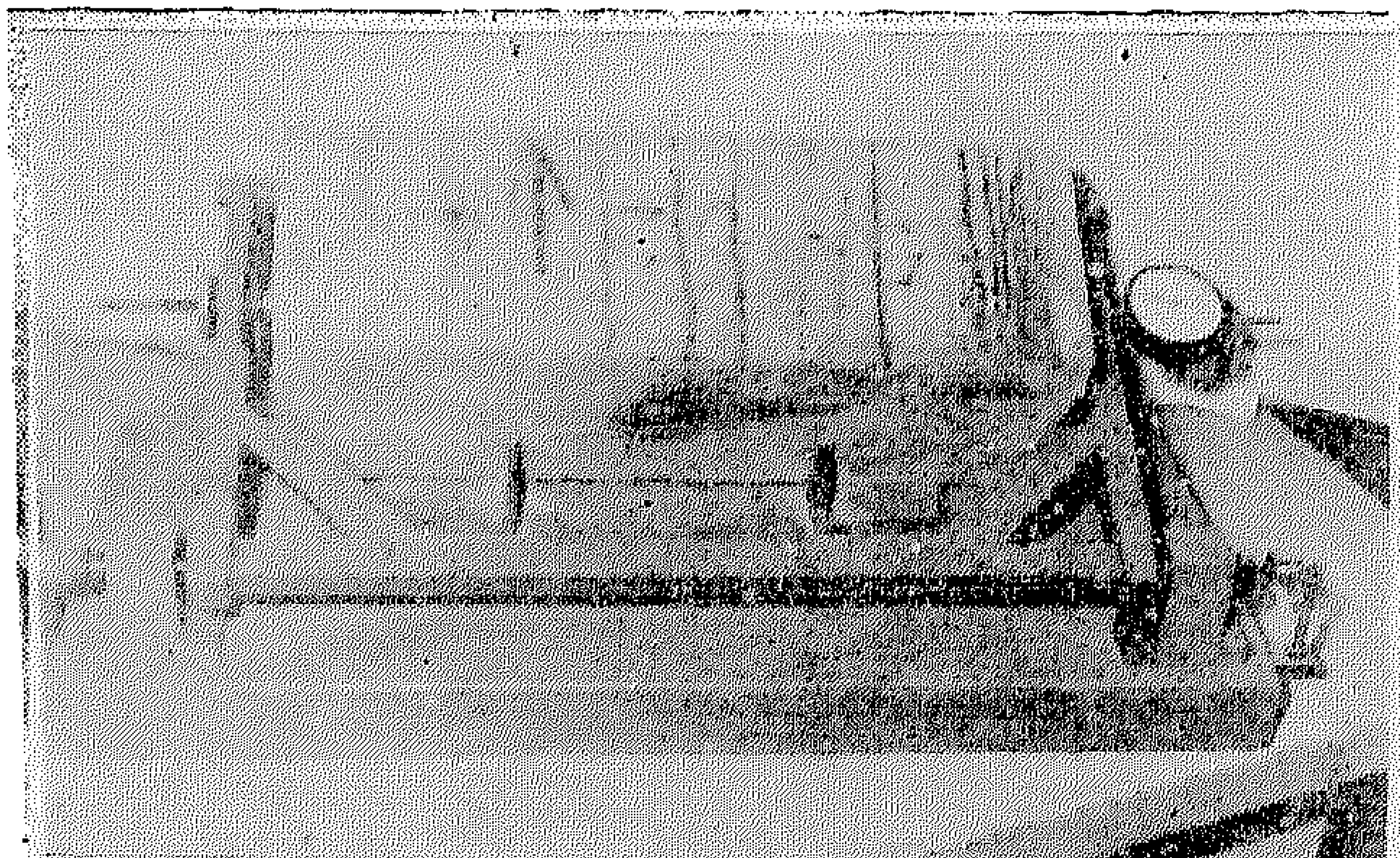
$$\therefore \quad f_{cr} = 0.533\ \Delta L\ (\text{psi}) \quad \dots\dots\dots \quad (7)$$

IV) DATA AND RESULTS

1. — Data

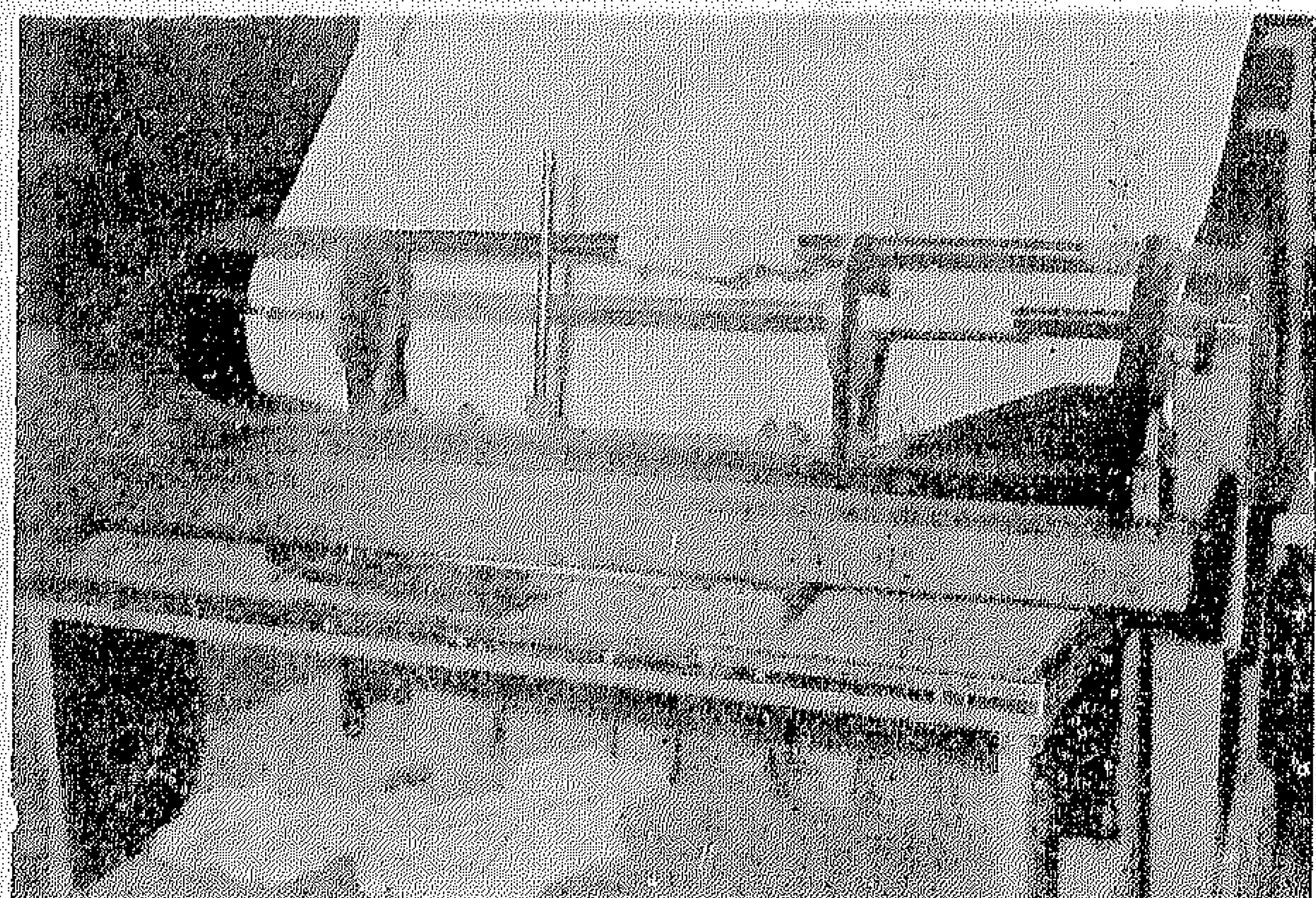
The whole set of experimental data and test results is listed in Tables (3) and (4). For each test conditions the following items are mentioned :

— Date of cast.
— Temperature (°F.).
— Relative humidity (%).
— Water content (lb.).
— Slump at zero hour remixing (in.).

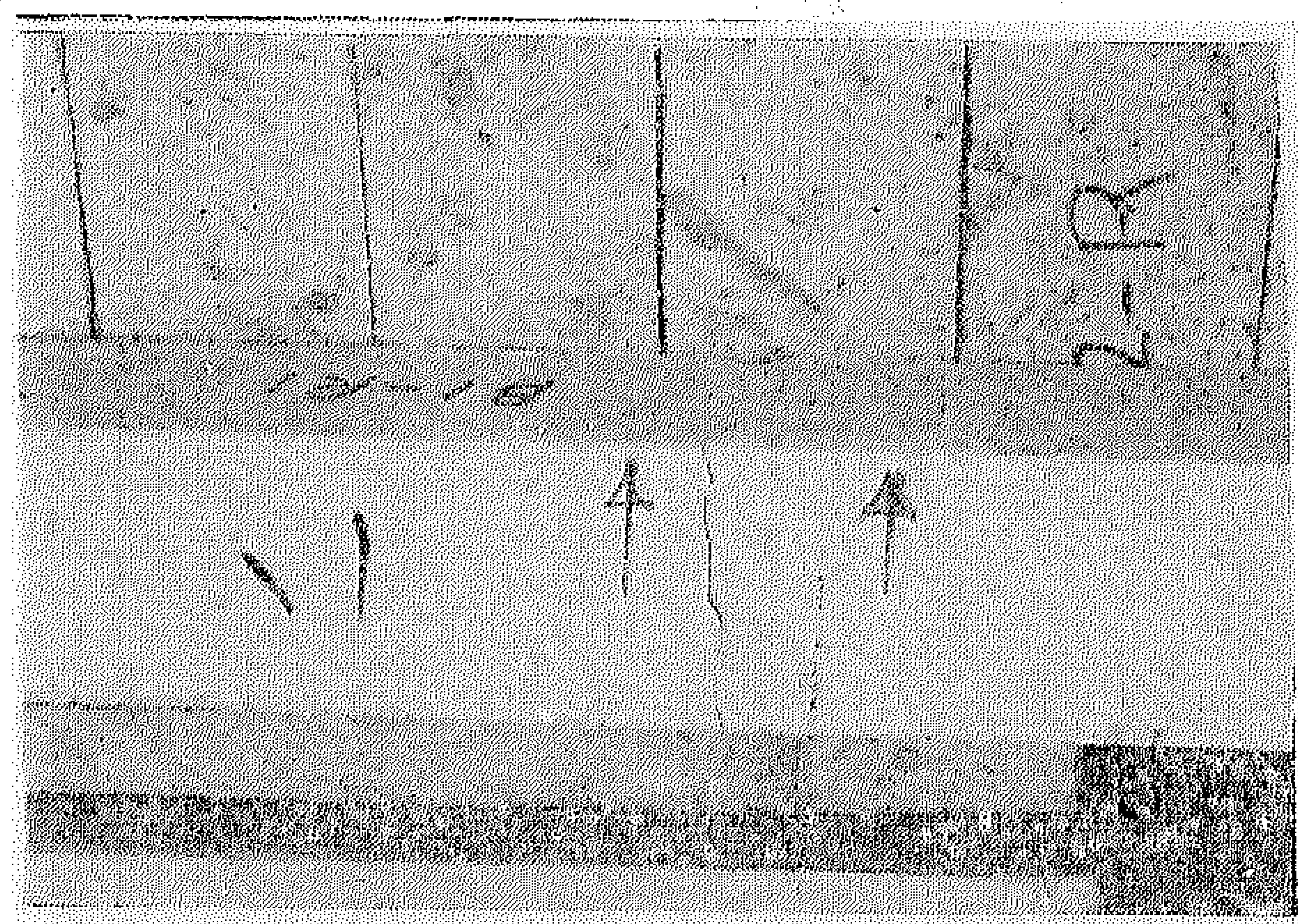


PICTURE (10) :
Apparatus for measuring shrinkage of concrete specimens.

(d) *Crack Resistance.*—Initial readings were taken at 7 days in the "fog room" prior to storing in the "dry room". Measurements (P. 11) were made every day for the first week in the "dry room" and then every alternative days for the next week until cracking occurred when a distinctive transverse crack was observed on the surface of the restrained beam (P. 12). The measurements were carried out in accordance with the procedure given in the Handbook for Concrete and Cement, Corps of Engineers, U.S. Army [26].



PICTURE (11) :
Apparatus for measuring crack resistance of concrete specimens.



PICTURE (12) :
Distinctive tranverse crack on the surface of the restrained beam for crack resistance test.

III) ANALYTICAL DATA

a) Compressive Strength :

- *The compressive strength* of the concrete obtained by the following formula :

$$f_c = \frac{P_u}{\pi D^2/4} = \frac{P_u}{28.26} \quad \dots \dots \quad (1)$$

where: P_u = Ultimate load (lb.).

D = Average diameter of cylinders (6-in.).

- *Young's modulus of elasticity "E"*—the initial slope of the stress-strain curve gives the initial E :

$$E = \frac{P / \frac{\pi D^2}{4}}{\Delta/8 \times 2}$$

$$= \text{slope} \times 0.5661 \dots \dots \dots \dots \quad (2)$$

The gauge length being 8-in.

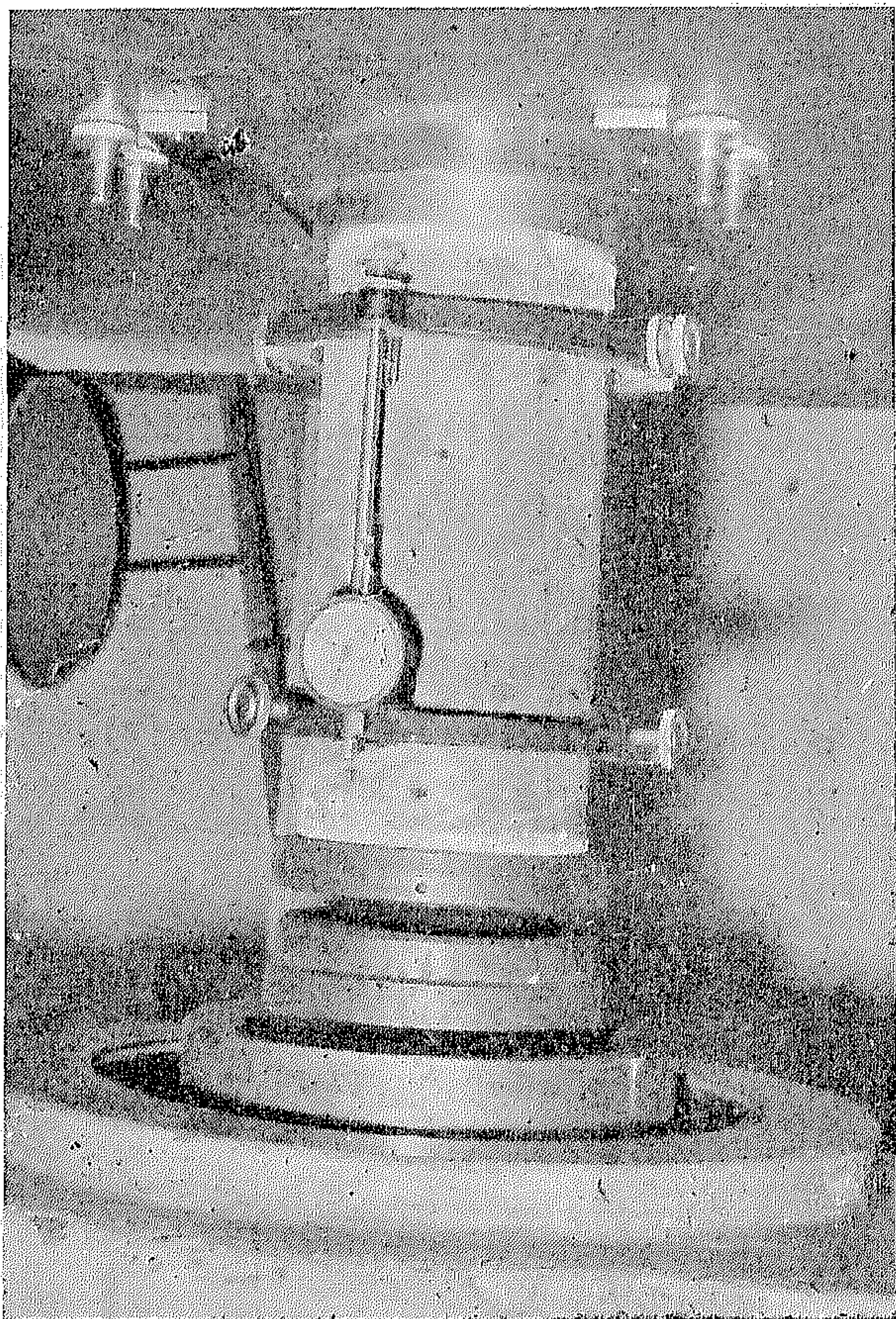
b) Tensile Strength :

The tensile strength is obtained from the following formula [23] :

$$f_t = \frac{2 \times P_u}{\pi D L} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (3)$$

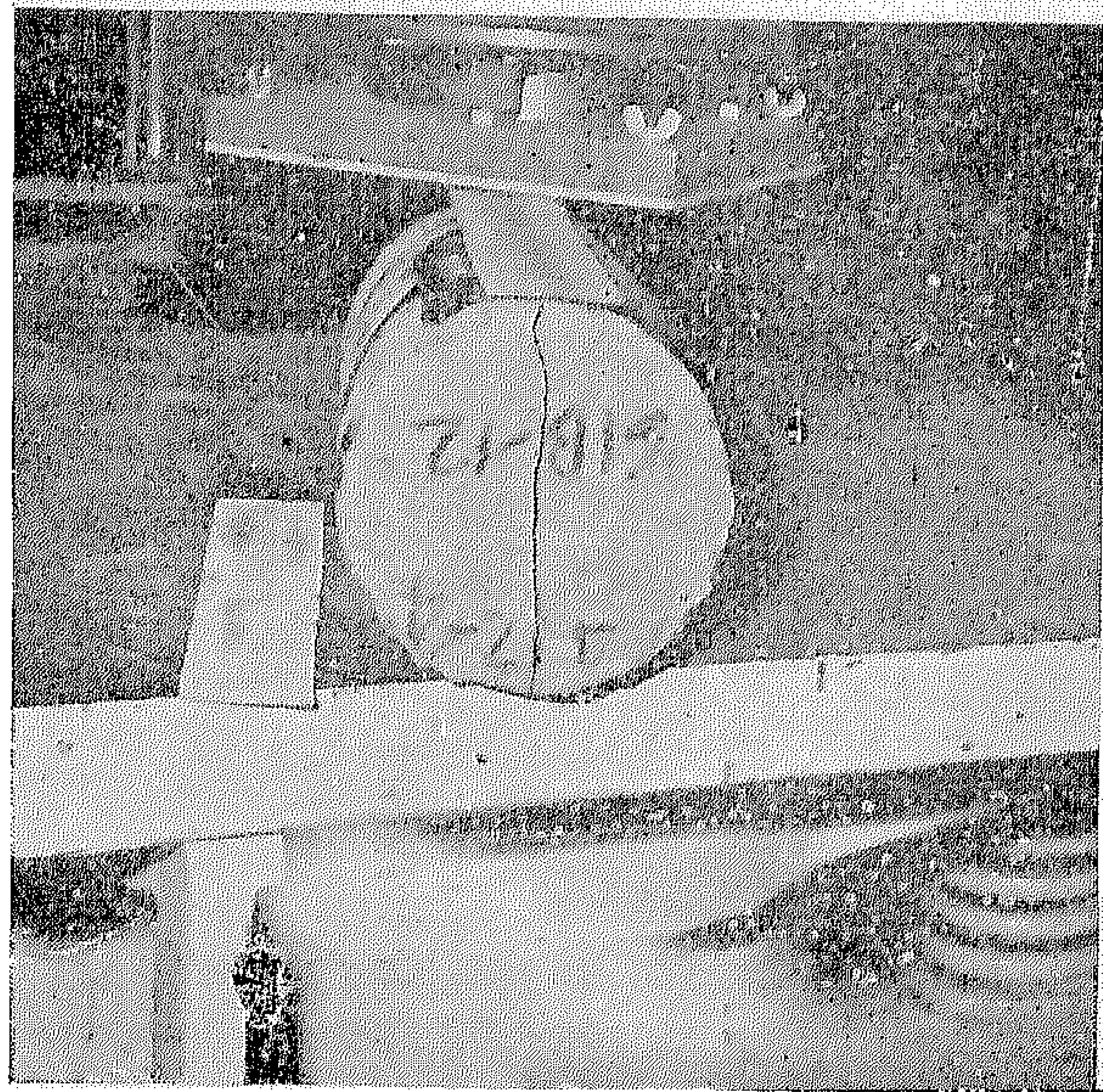
per minute). Hydrostone was used for capping the ends of cylinders in order to provide smooth surfaces of contact and consequently, uniformly distributed load. The test procedure specified in the ASTM Designation C39-56T [22] was followed.

For obtaining the Young's modulus of elsticity (E), strain gauges (P. 8) were clamped to the cylinder loaded up to about one tenth of the ultimate load. After readings were taken off and the specimen was loaded to failure.



PICTURE (8) :
Strain gauges clamped to the tested cylinder for obtaining Young's modulus of elasticity.

(b) Tension.—The Brazilian or Split Tension Test was adopted. The 120,000 lb. testing machine was used and fitted with a 10-in. square head on a spherical bearing. The diagonal of the head provided a length of a little more than 14-in. long which was just enough to cover the 12-in. long cylinder. The cylinder was placed on the testing machine plate set on top a $\frac{1}{8} \times 2 \times 12$-in. plywood strip. Another similar piece of plywood was laid on top between the head and the cylinder (P. 9). The



PICTURE (9) :
Brazilian or split tension test.

cylinder was adjusted and geared in such a position that the machine center line (or opposite corners of the square head) was in alignment with the vertical diameter. No premarking of the vertical diameter was made, but the alignment was judged by eye, with the aid of a right-angled square, when the machine center line passed through the point of horizontal tangency to the cylinder. A loading rate of 14,000 lb./min. was established for the test as suggested by S. Thaulow [23], [24]. The cylinder was brought to test as soon as it was removed from the "fog room" and no capping was necessary.

(c) *Shrinkage*.—Measurements were begun at the age of 7 days in the "fog room" just before the specimens were removed to the "dry room" (P. 10). Thereafter, readings were taken periodically for about two months. The change in length was determined by a special extensometer reading to ten-thousandths of inches, correction due to temperature variations being made.

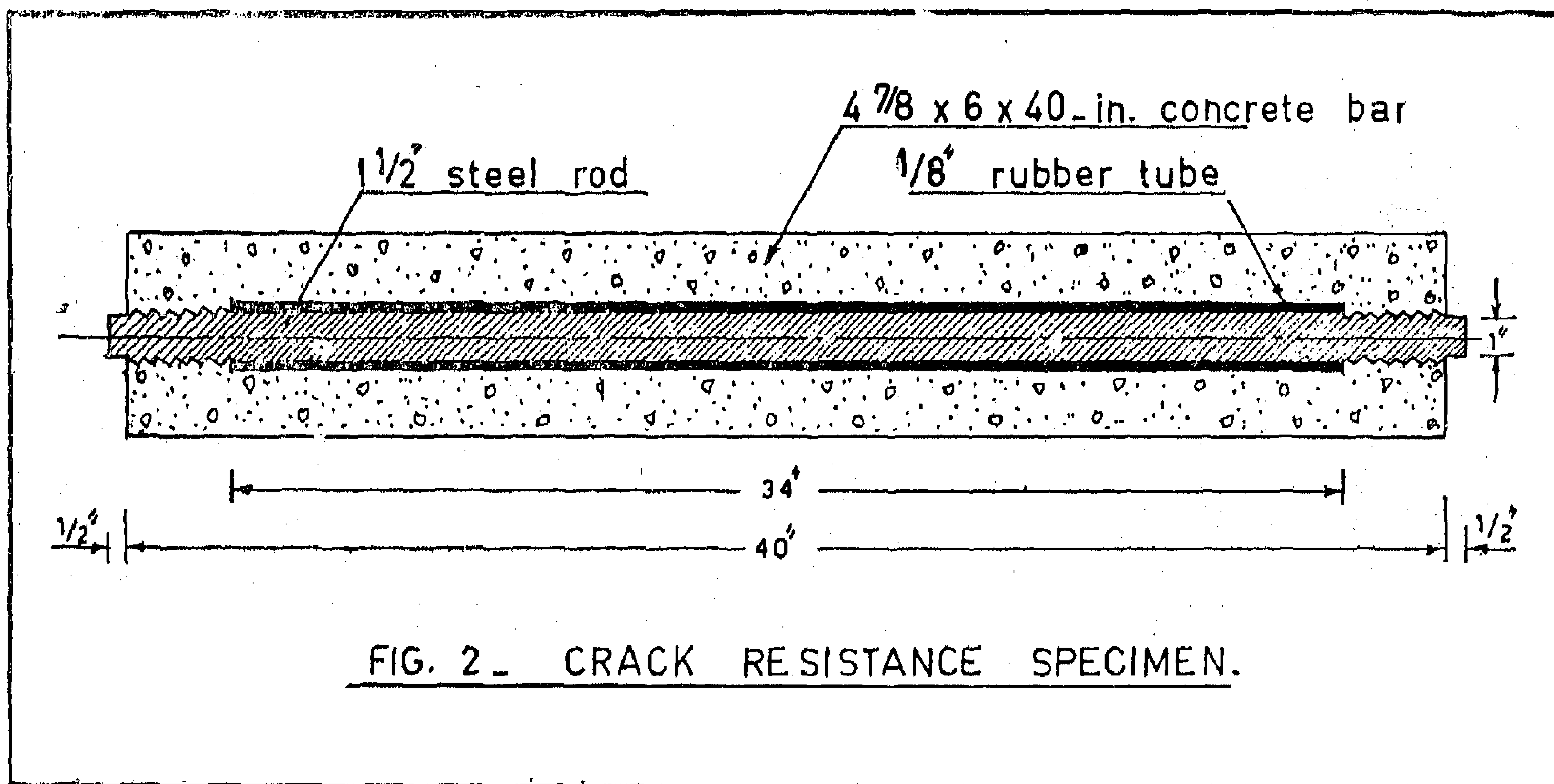
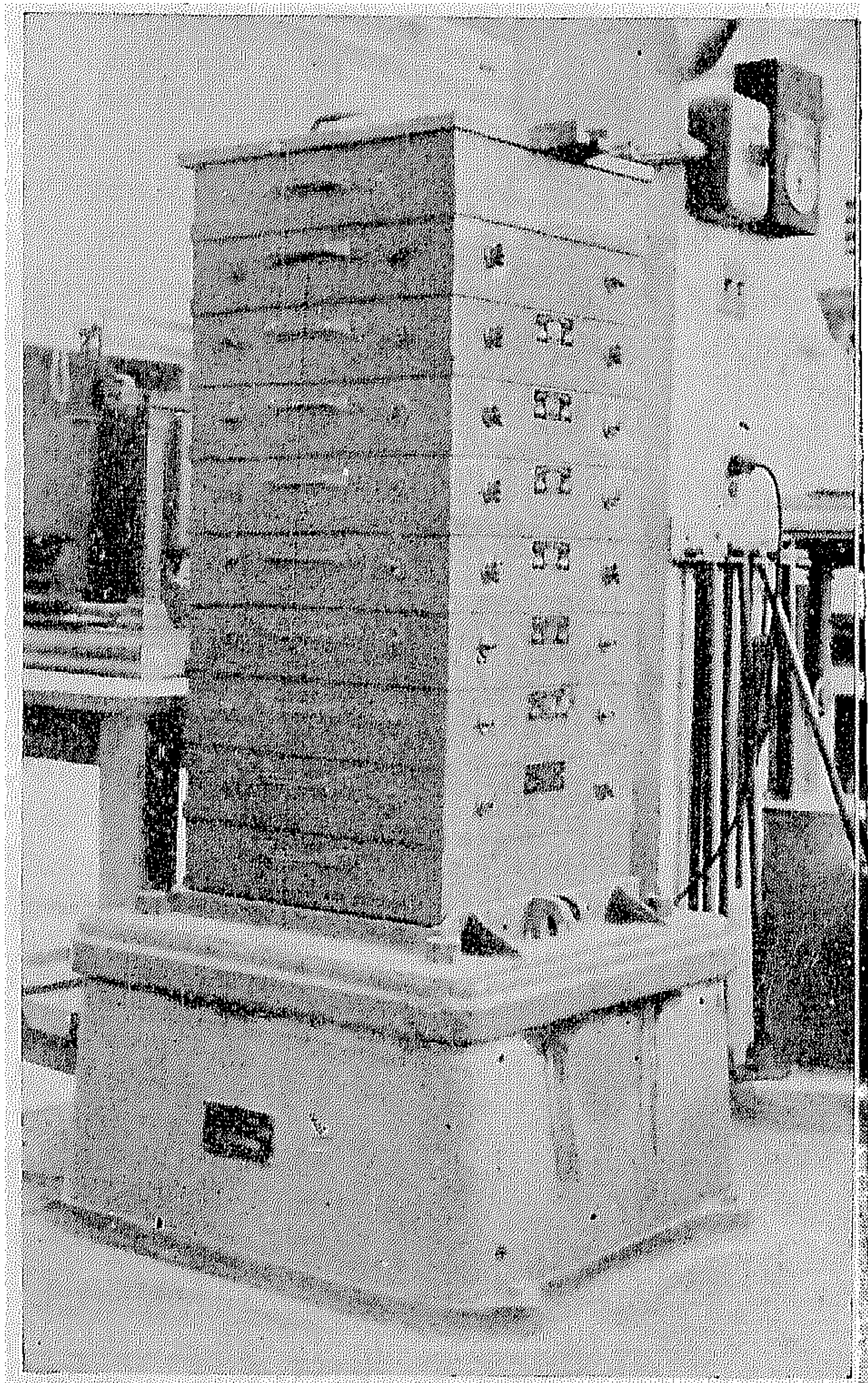
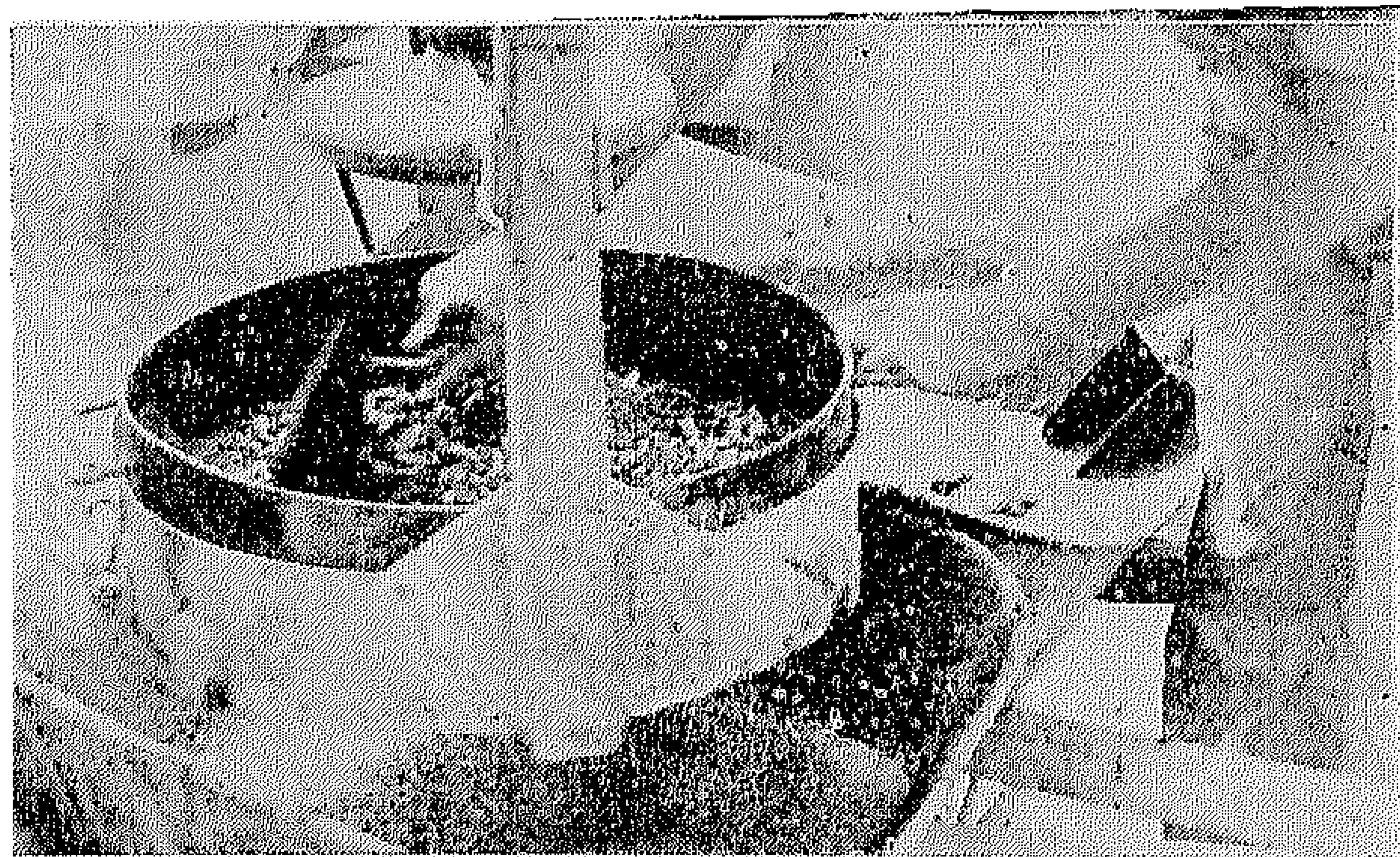


FIG. 2 - CRACK RESISTANCE SPECIMEN.



PICTURE 6 :
Set of standard sieves used for analysis of aggregates prior and after mixing of concrete.



PICTURE (7) :
Wet-screening of concrete through successively smaller sieves.

of sieves previously employed for sand. All the cement and those fines passing No. 100 sieve were washed away. The aggregates retained were thoroughly washed and air-dried for at least one day before they were analysed again by sieving. The same set of sieves was employed for gravel before and after mixing, and the same for sand.

4.—Testing Procedures

(a) *Compression.*—The 7-day and 28-day standard cured specimens were respectively tested on a 120,000 lb. and 400,000 lb. testing machine. The rate of applied loading was 50,000 lb. per minute (approximately 1770 psi.

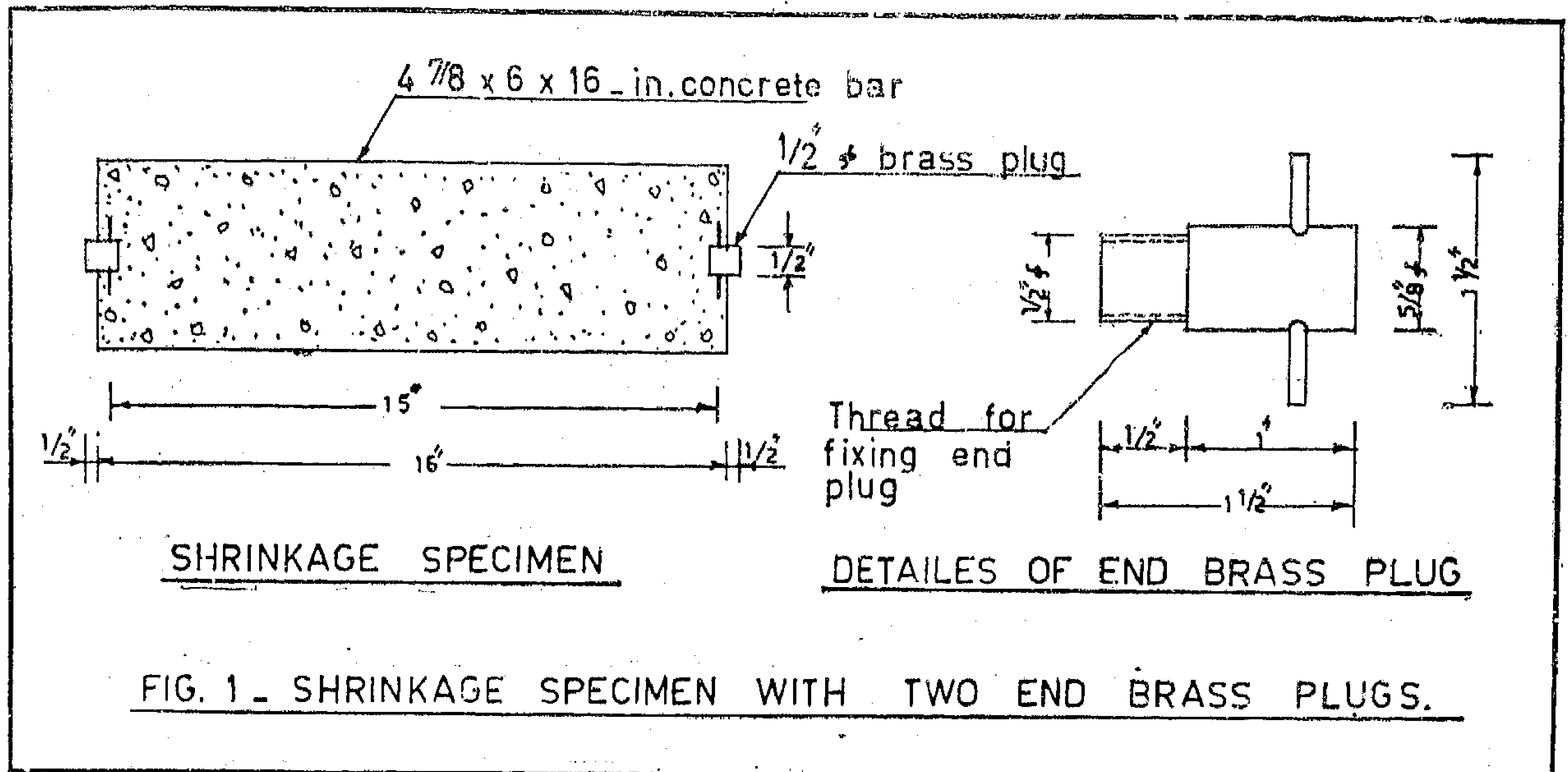
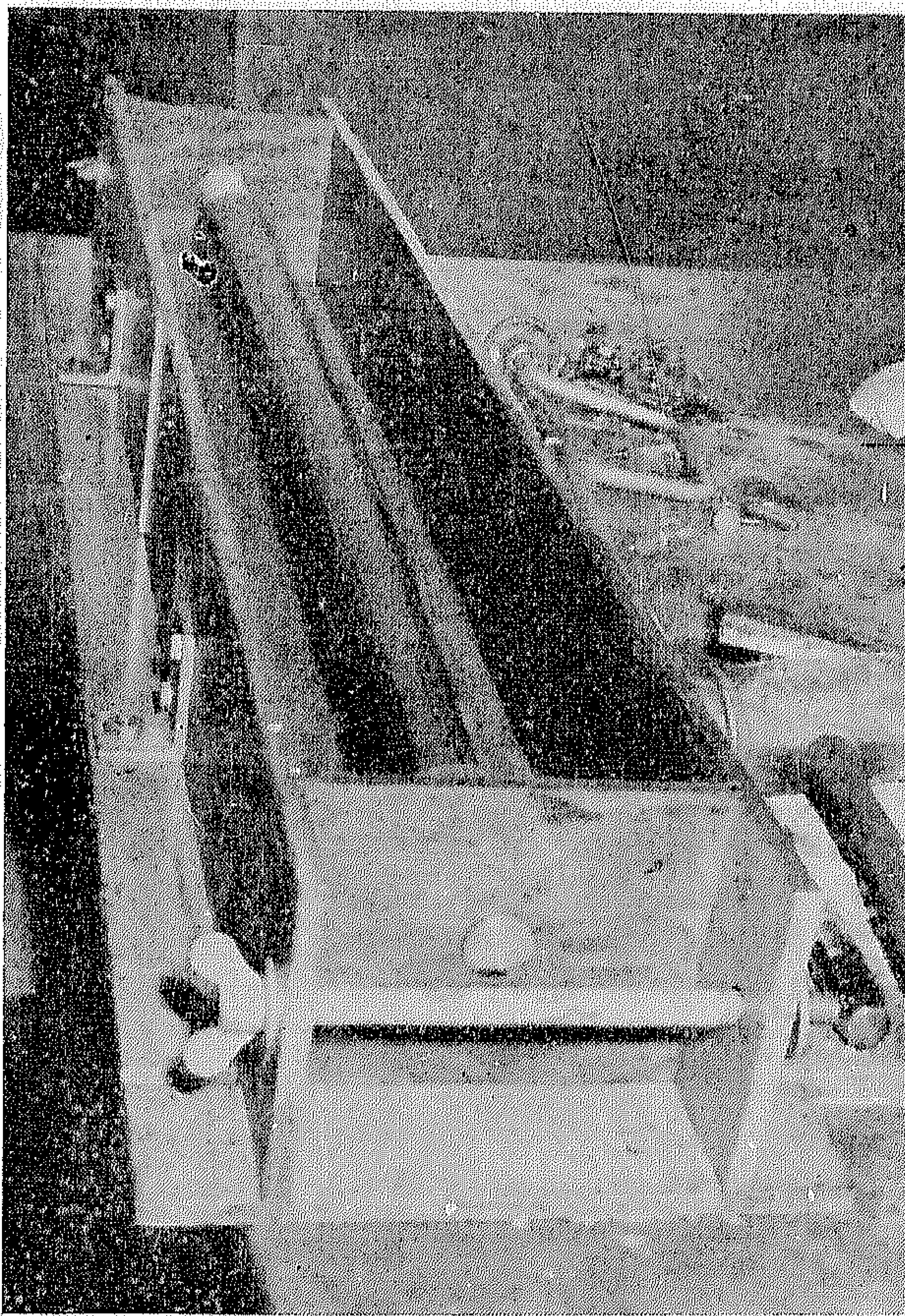


FIG. 1 - SHRINKAGE SPECIMEN WITH TWO END BRASS PLUGS.

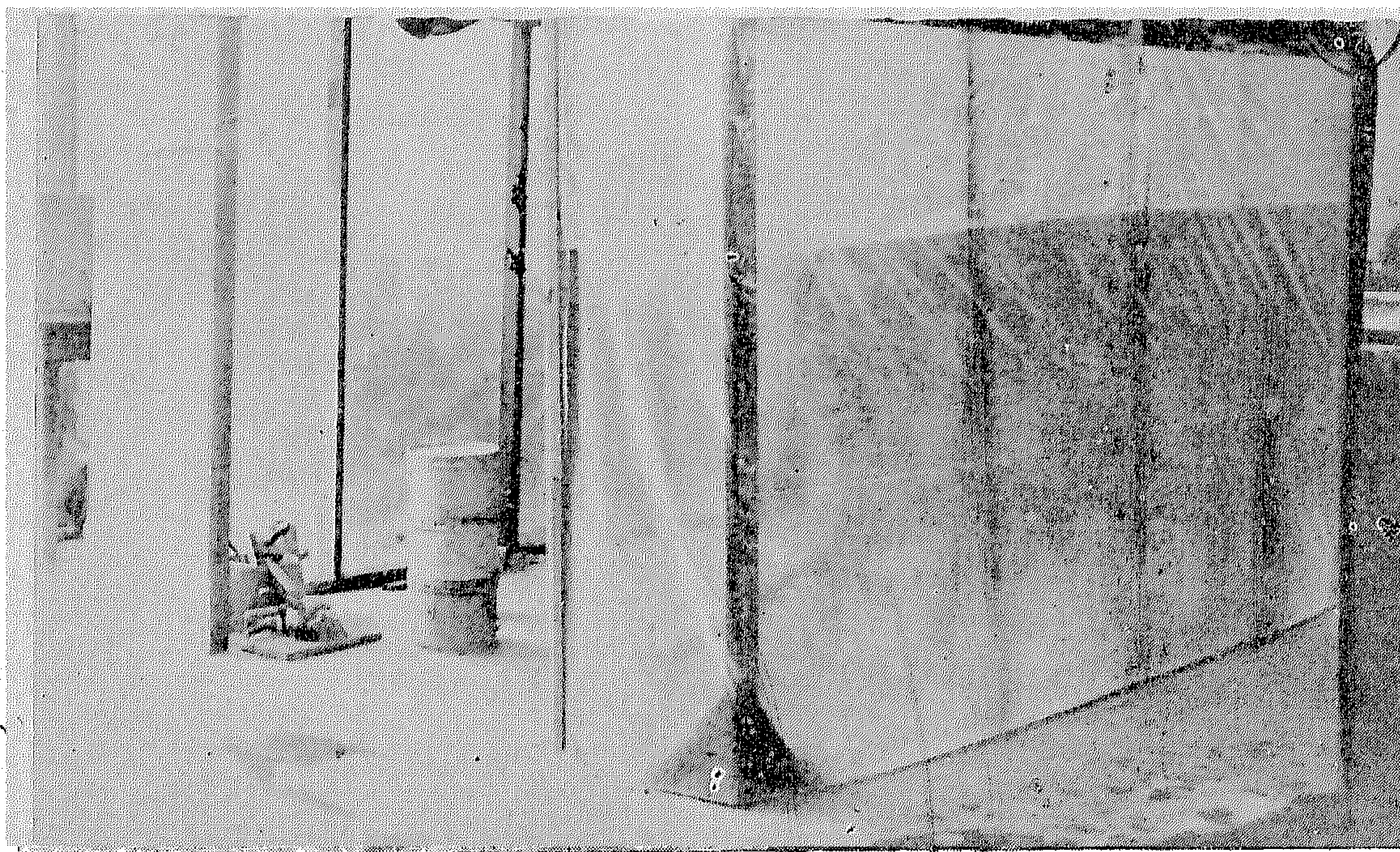


PICTURE (5) :
4 7/8 × 6 × 40-in. mold for crack resistance beam with steel rod of 1 1/2-in. diameter covered with 1/8-in. thick soft rubber tube.

(d) *Vibration.*—The concrete is vibrated by means of a rod-vibrator in two layers for cylinders and one layer for beams. The period of vibration is such that the least amount of air bubbles start coming out as the result of vibration, making sure that no segregation is observed.

(e) *Curing.*—Immediately after placing, the concrete in the moulds was moved into the standard curing room called "fog room" in which the temperature is 70°F. and the relative humidity is 100 %. The moulds were removed on the next day. The specimens were left in the "fog room" until they were up to age and taken out for testing. The beams were shifted to a low humidity room called "dry room"—(50 % R.H. and approximately 70°F.)—after being cured 7 days in the "fog room" just before they were removed to the "dry room".

(f) *Sieve Analysis.*—The 1½-in., ¾-in. and sand were respectively batched and sieved in different sets of sieves (P.6). One set of sieves was used for gravels and another set for sand. The concrete taken out from the mixer after a certain period of mixing is wet screened (P. 7) on the part of set (1-in., No. 4 and No. 100)



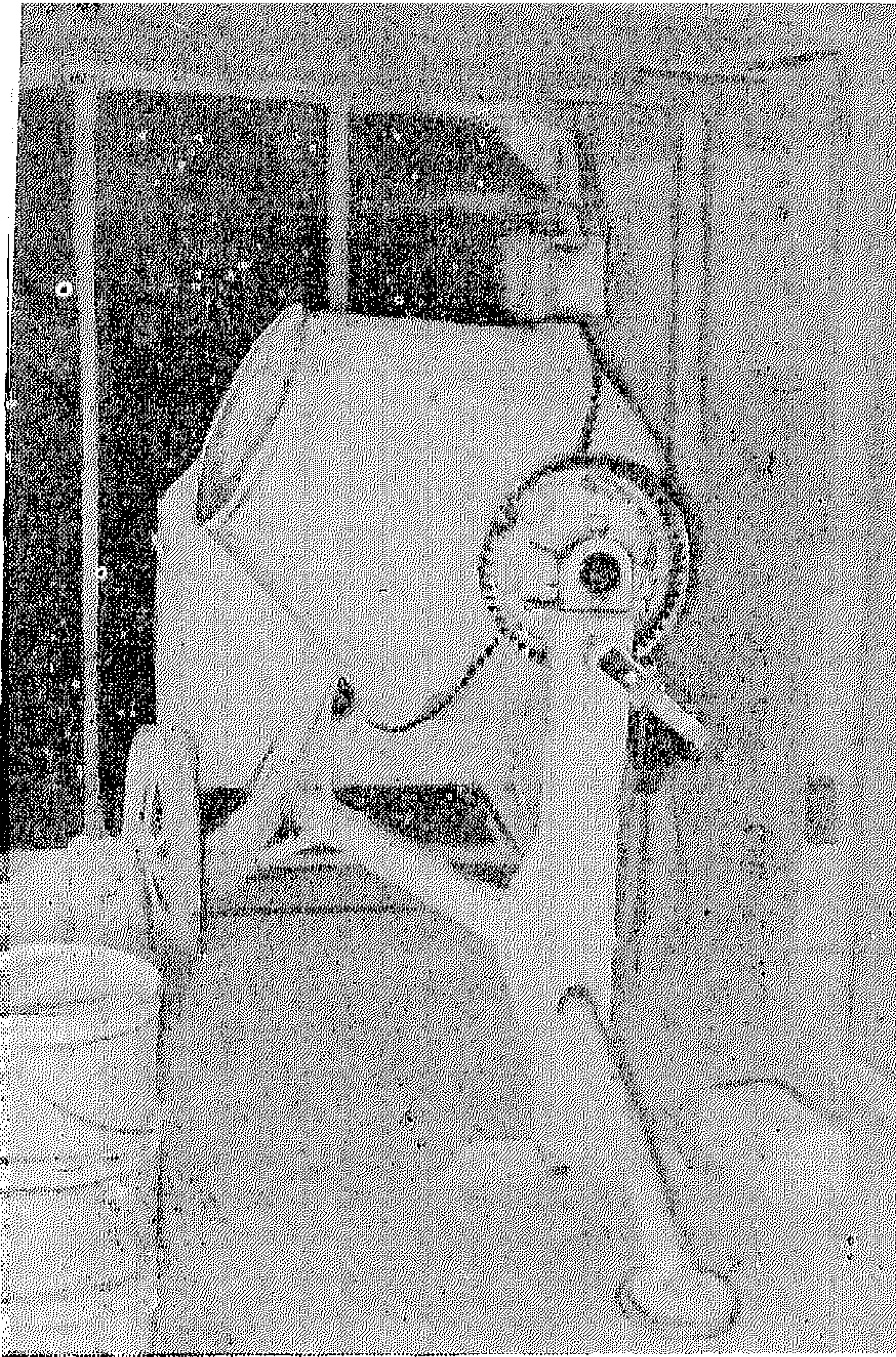
PICTURE (4) :
Specially constructed room (wood frame and plastic cover) maintained at 68-70°F. and above 90 % relative humidity.

with a plastic sheet so as to prevent evaporation of water (P.3). At the end of the agitating period, the slump was again measured. In case of retempering, water was added to bring the slump to 4-in., according to Troxell and Davis recommendations [21]. As soon as the retempered water was added, the concrete was mixed for one minute at the mixing speed of 17 rpm. When the concrete reached the desired 4-in. slump, it was poured out of the mixer into a wheel-barrow in which it was blended by means of a trowel before using it in casting the specimens. The entire procedure of mixing was carried out in a specially constructed room (wood frame and plastic cover, 10 × 12 × 10 ft.) in which the relative humidity could be kept above 90 % and the temperature about 68-70°F. during the period of mixing and agitating (P.4).

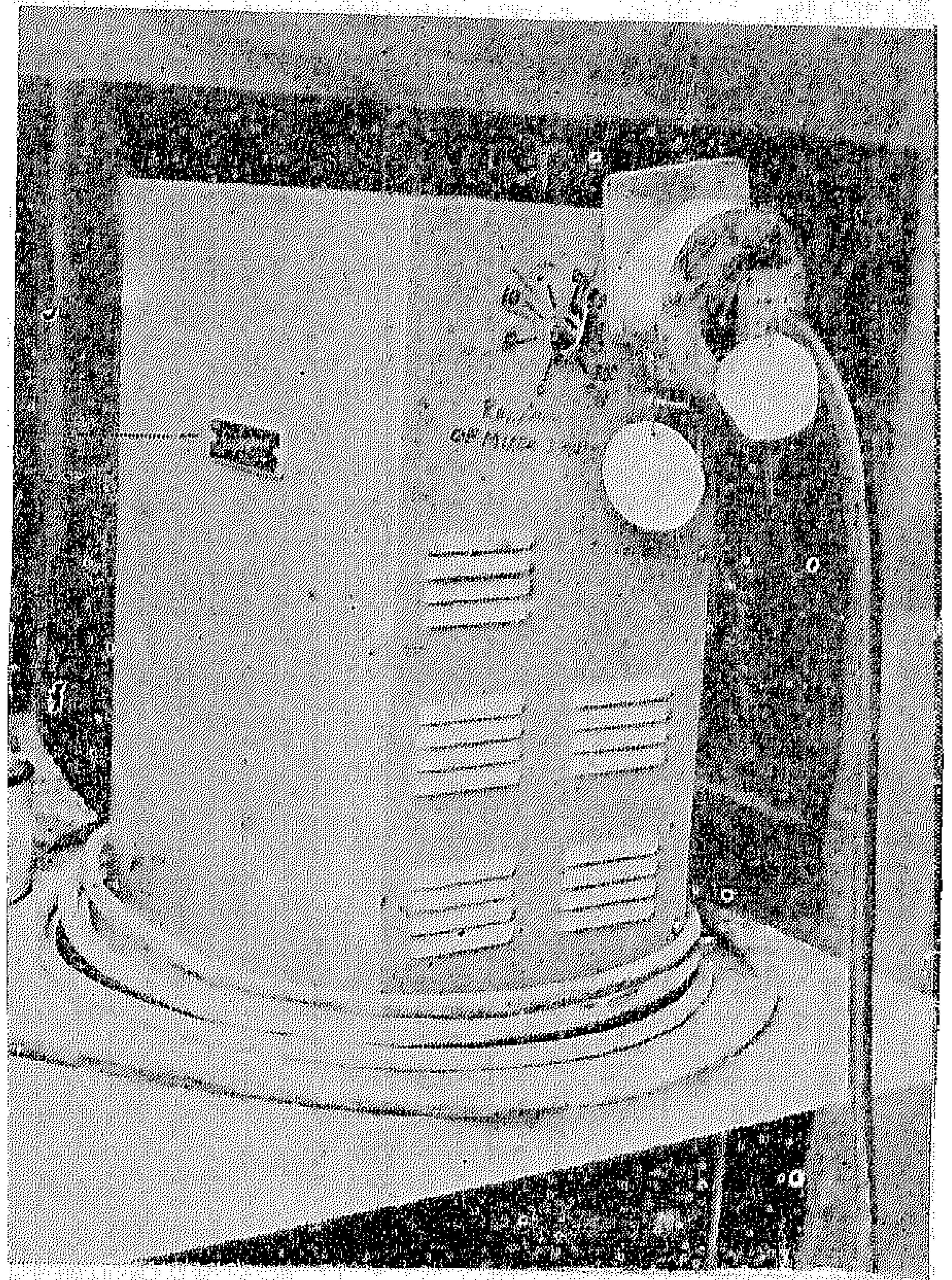
Note : The temperature recorded in Tables 3 and 4 indicates the initial reading before mixing.

(c) *Moulds.*—6 × 12 in. card board paper moulds were used for casting the cylinders for compression and tension tests. The $\frac{3}{8}$-in. plate steel moulds were used for shrinkage and restrained beams of dimensions $4\frac{7}{8} \times 6 \times 16$ in. and $4\frac{7}{8} \times 6 \times 40$-in. respectively. It consists of two side plates, two end plates and one bottom plate. For the shrinkage beams, a brass plug (Fig. 1) was buried at each end, which acted as surfaces of reference by means of which changes in length of the beams were determined. The restrained bar, a 41-in.-long threaded steel rod covered in 34-in. length with $\frac{1}{8}$-in. soft rubber tube in the central portion (P.5), is fitted in the middle of the steel mould (Fig. 2).

The crack resistance is obtained by restraining a concrete column with centrally located steel bar. When the concrete dries and shrinks enough to become stress beyond its tensile strength, an easily visible crack occurs.

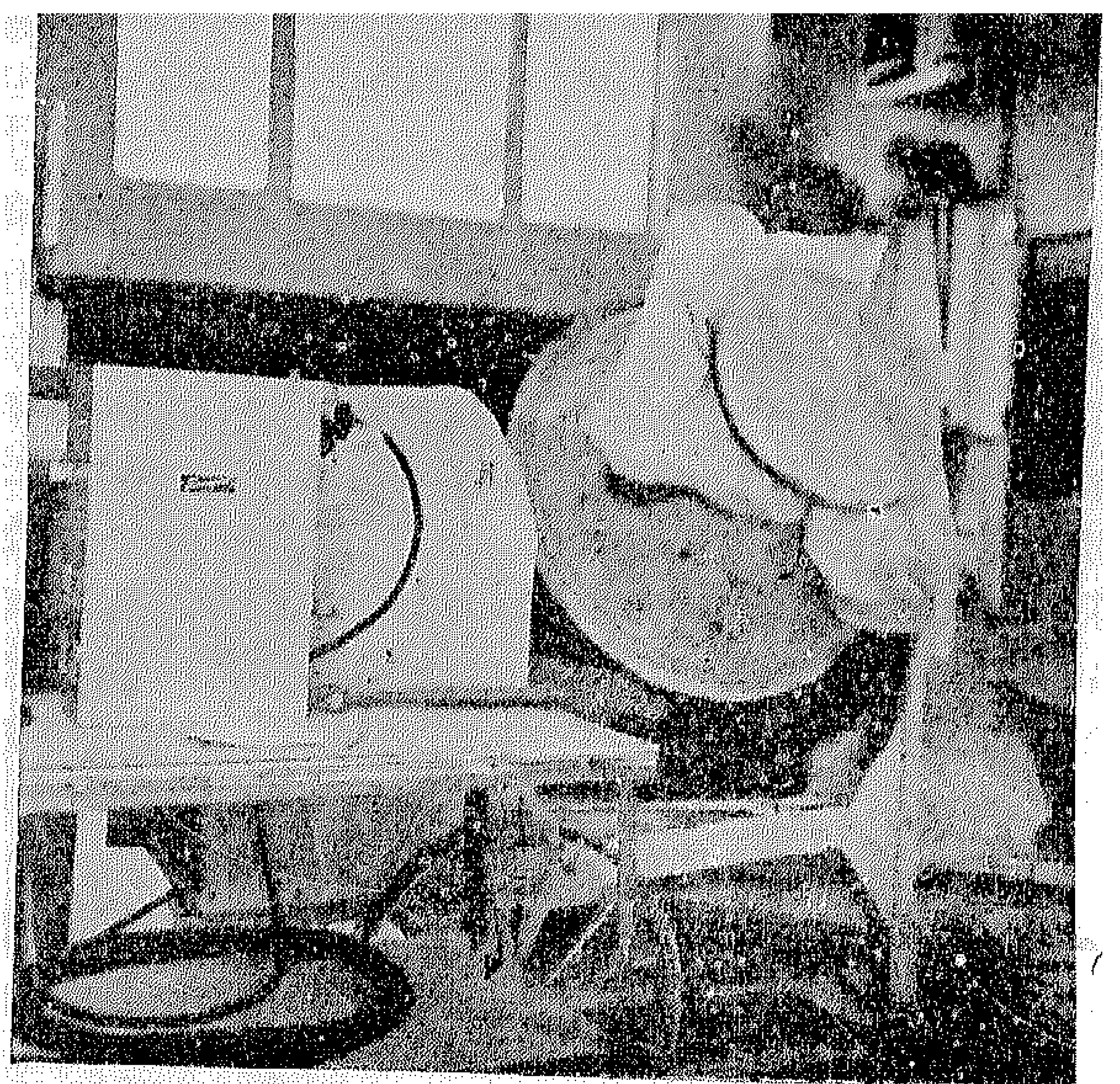


PICTURE 1 :
Concrete mixer "Kwik Mix", Model 3 1/2 SM., Tilting type, 3-cu. ft. capacity drum.



PICTURE (2) :
Adjustable speed motor for the concrete mixer.

to rest in the mixer for three minutes. During this time a trowel was usually employed to blend the mortar sticking along the inner surface of the mixer. After the rest period, the concrete was remixed again for two minutes at the speed of 17 rpm. (P.2). The position of inclination of the mixer was adjusted so that the blades would be at the right location in order to hold the larger size particles, so as to obtain a thorough mix and at the same time reduce segregation. At the end of mixing, the slump test (ASTM-Designation C143-52) was carried out in order to check whether the mix gave the desired 4-in. slump (The slump is further justified by experimentation). If further remixing, and/or retemperring, were to be done, the concrete was left in the mixer agitating at the speed of 5 rpm. The opening of the drum mixer was covered



PICTURE (3) :
Opening of concrete mixer covered with a plastic sheet to prevent evaporation of water.

(d) The effect on crack resistance.

(e) The effect on breakdown of aggregates due to overmixing (Grinding action of the mixer).

Due to some difficulties involved in getting materials for direct tension test, the indirect tension test (Brazilian test) [19], [20] is to be adopted in this investigation. This method is widely employed in Japan but it is not so popular in the U.S.A., and is never used in the U.A.R.

II) PROCEDURES

1.—Materials

A Santa Cruz Portland cement type II A.S.T.M. (U.S.A.) was used in all concretes of this research. The chemical analysis of this cement is given in Table 1. The alkali content of the cement was 0.5 % and its C_3A content was only 4 %.

Fair Oaks gravel and Prattco sand were also used in all concretes. The physical properties of the aggregates are given in Table 2. Petrographic analysis of aggregates as reported in U.S. Corps of Engineers, Technical Memorandum No. 6-370, are summarized as follows :

Fair Oaks gravel consists of basic igneous rocks (24 %), basic meta-igneous rocks (42 %), andesite (14 %), sandstone (11 %), quartzite (5 %), slate (2 %), vein quartz, chert, and schist (2 %).

The sand is composed of granitics, sandstone, chert, and meta-volcanic rock types with quartz, feldspar, biotite, magnetite, amphibole garnet, and antigorite minerals.

2.—Concrete Mixes

Concrete mixtures employed in this investigation had a cement content of 5¾ scy. and a slump of 4 inches. This type of concrete mix is typical of that which could be used in the construction of reinforced concrete buildings in California (U.S.A.). Mix proportions for the concrete containing the above selected aggregates are as follows :

Cement	= 541	lb./cu. yd.
Water	= 265	,,
Sand	= 1320	,,
Gravel ¾″	= 1030	,,
Gravel 1½″	= 1040	,,

The mix design was based on the air-dry condition. The corrected amount of water added so as to give a 4-in. slump was finally determined from a trial mix, which turned out to be very close to the calculated value.

3.—Experimental Procedures

(a) *Batching.*—The air-dry aggregates (1½-in. ¾-in. and sand) were batched individually. Cement and water weighed only just before mixing.

(b) *Mixing.*—Each batch of concrete ingredients was mixed in a three-phase motor mixer with adjustable speed (Kwik-Mix Mixer, Model 3½SM) (P.1).* The 1½-in. gravel was first introduced into the mixer which had previously been wetted on the surface. It was followed by adding the ¾-in. gravel and then the sand. The aggregate was mixed with approximately two-third of the total amount of required water (a fix quantity of 19 lb. of water was adopted throughout the experiment) at the agitating speed of 5 rpm. Cement and the rest of the water (15.6 lb., nearly in all cases, only with one or two exceptions) were added in order. As soon as the cement was in contact with the water, the mixer was turned on to the mixing speed of 17 rpm. for two minutes. Then the concrete was allowed

*(P.1) indicates the number of photograph.

TABLE 1.—CHEMICAL ANALYSIS OF SANTA CRUZ TYPE II PORTLAND CEMENT

Oxide Composition		*Percent*
Silica	—SiO_2	23.4 %
Alumina	—Al_2O_3	3.9 %
Ferric Oxide	—Fe_2O_3	3.7 %
Calcium Oxide	—CaO	64.2 %
Magnesium Oxide	—MgO	1.6 %
Alkalies as :	—Na_2O	0.5 %
Sulphuric Anhydride	—SO_3	2.0 %
Ignition loss		0.8 %

Compound Composition		*Percent*
Tricalcium Silicate	—C_3S	46 %
Dicalcium Silicate	—C_2S	33 %
Tricalcium Aluminate	—C_3A	4 %
Tetracalcium Aluminoferrite	—C_4AF	11 %

TABLE 2.—PHYSICAL PROPERTIES OF AGGREGATES

Property	*Aggregate*		
	Sand	*No. 4 to ¾-in.*	*¾-in. to 1½-in.*
Sieve Analysis			
1½-in.	—	—	93
1	—	100	27
¾	—	99	9
½	—	64	3
⅜	—	41	1
No. 4	100	2	0
8	96	0	—
16	63	—	—
30	33	—	—
50	19	—	—
100	4	—	—
Fineness Modulus	2.85	6.58	7.97
Specific Gravity	2.64	2.79	2.79
Absorption Capacity %	0.8	0.9	0.8
Sand Equivalent	92	—	—
Cleanness Value	—	97	97

The term "retempering signifies that a certain period of time has elapsed on concrete after mixing, which is remixed with the addition of water before placing. Sometimes the term is applied to concrete which is allowed to stand for some time before placing even without the addition of water.

However, standard specifications [1]*, concrete references and manuals [2] clearly state that retempering of concrete will not be permitted. Most concrete specifications, and conferences even asserted that concrete should not, under any conditions, be held longer than thirty minutes before being placed. Recent recommendations [3], [4] have stated that under careful supervision and followed by additional mixing equal to half of minimum required mixing time, a small amount of water may be added to improve the workability of concrete, provided that the maximum allowable water-cement ratio is not exceeded [5]. The loss of slump due to prolonged mixing, agitating, or other effects, should, in most cases, be kept within the maximum of one inch allowed by the recommendations set by the Bureau of Reclamation (U.S.A.) [6]

All the above statements are generally accepted as an axiom in concrete work. It is believed that the retempered concrete or mortar has partially hardened and its quality is questionable, probably a decrease in strength is to be expected. Nevertheless, very little information on this subject was available.

Early in 1893, engineers attempted to raise the question of retempering [7], [15]. In 1926, H. F. Gonnerman and P. M. Woodworth made a series of tests on retempered concrete and recently M. J. Hawkins completed a research on the strength and durability of retempered concrete [16], [17]. All the above investigations tend to reach a similar conclusions, namely that retempering seems to have negligible or very little effect on the strength of concrete although some slightly contradictory results occurred. Hence, more further thorough study is necessary to provide more knowledge about retempering.

In-so-far as known to the author, the subjects of tensile strength, shrinkage and crack resistance on the retempered concrete have not been previously investigated. Hence, the purpose of this research is an attempt to throw some light on the uncertain problems of retempering.

The effect of retempering on shrinkage and crack resistance is also studied because shrinkage and cracking are serious problems in concrete. Research workers have recognized the importance of drying shrinkage for many years, which is the main cause responsible for large percentage of cracks. The reduction in shrinkage, prevention of cracks and desirable strength, have always been important factors in the design of concrete structures. As to the strength of concrete, tensile strength is in many cases of equal, if not more, importance in the properties of concrete.

This investigation includes two major groups of moulds: 6×12-in. cylinders and $4\frac{7}{8} \times 6 \times 16$-in. shrinkage beams and $4\frac{7}{8} \times 6 \times 40$-in. restrained beams.

Concrete experiments are classified into two sets: I) *Remixing without addition of water (non-retempering)*, II) *Remixing and retempering.*

Agitating periods were as follows:

0, $\frac{1}{2}$, $\frac{3}{4}$, 1, $1\frac{1}{2}$, 2, 3, 4, 5 and 6 hours.

Retempering was produced after the following agitating periods:

$\frac{1}{2}$, $\frac{3}{4}$, 1, $1\frac{1}{2}$, 2, $2\frac{1}{2}$, 3, 4 and 6 hours.

The effect of each set conditions is studied on the following properties:

(a) The effect on compressive strength.

(b) The effect on tensile strength.

(c) The effect on shrinkage.

THE EFFECT OF REMIXING & RETEMPERING ON STRENGTH, SHRINKAGE & CRACK RESISTANCE OF CONCRETE

By

Dr. AHMED A. EL-ERIAN

Asst. Professor, Faculty of Enginering, Cairo University.

SYNOPSIS

Discussed herein are the results of a research on the effect of remixing and retempering on strength, shrinkage, crack resistance of concrete and breakdown of aggregates due to grinding action resulting from extended agitation. These studies were carried out by the writer in the Engineering Materials Laboratory of the University of California, Berkeley, U.S.A., during the period January to September, 1961.

Concrete experiments were classified into two sets : (I) Remixing without addition of water and (II) Remixing and retempering. Agitating periods were as follows : 0, ½, ¾, 1, 1½, 2, 3, 4, 5 and 6 hours.

Reesults clearly demonstrate that retempering is not objectionable if the correct amount of water is added during the first two hours before the initial set. It is of interest to note that the effect of retempering gives an increase in compressive strength before the 2-hour period of agitation.

However, it would be too early to decide at this moment whether retempering should be permissible.

I) INTRODUCTION AND VIEWPOINT

At the risk of oversimplifiation perhaps it is not amiss to generalize that among all the ingredients of concrete, water and cement seem to be the most fundamental and essential parts which contribute the most active influence on the nature and property of concrete. In order to obtain concrete of good, specified quality, the control of the quantity of cement and mixing water, besides the quality of aggregates, curing condition, etc., are of utmost importance. Also, it has great effect on the workability which again is an important factor in concrete work. In almost all cases conclusively, workability must be maintained to a certain extent so as to achieve the case of placing. Many practical problems have emerged in which control of mixing water additions was essential due to some factors which cause delay in placing. In this case, a sharp slump loss is involved, necessitating readdition of mixing water to restore the minimum requirement in workability. For this reason, retempering of concrete comes into question.

The above condition (20) can be easily satisfied if the pulses are derived from the two waves by limiting and then differentiating. The higher frequency wave should be inverted in phase before limiting.

Proposed arrangement :

From the above analysis a suitable arrangement can be easily deduced and is shown in block diagram in Fig. (15). The two waves are added and then applied to the gate. The gate can simply be two pentodes with their grids connected in parallel and their outputs in push pull. The control function applied to the suppressors. The required sinesoid can be selected using a tuned circuit. In cases when $(f_1 - f_2)$ is small (w.r.t) $\frac{f_1 + f_2}{2}$, the output will be amplitude modulated. This can be removed by either of two ways or both.

(a) The use of an amplitude limiter if the depth of modulation is small.

(b) The addition of another amplitude modulated wave with the envelope shifted by (π). This requirement can be satisfied as follows. Consider two waves ($A \cos w_1 t$, $A \cos w_2 t$) then their difference will be

$$D = A (\cos w_1 t - \cos w_2 t)$$

$$= 2 A \sin \frac{w_1 + w_2}{2} t \sin \frac{w_1 - w_2}{2} t \quad (21)$$

Equation (21) represents a wave which is phase modulated with a square wave. The phase whip occurs when $\sin \frac{w_1 - w_2}{2} t$ reverses sign. If this wave is applied to a gate to eliminate the phase modulation, then the output will be the required one. A parallel channel can therefore be eused as shown in Fig. (16). The control function of the gate is shown in block diagram in Fig. (17). The high frequency wave is inverted and then both waves are applied to limiting and differentiating circuits, the outputs of which are applied to a coincidence circuit. The output from the coincidence is applied to a binary to obtain the required square waves.

The same result will be obtained if the first pulse of the second train occurs at (t = o) and that of the first train delayed by a time

$(a < \frac{1}{f_1})$ as shown in Fig. (14).

In this case we get

$$\frac{N''}{N_2} = a\,f_1 = \tfrac{1}{2} \qquad (20)$$

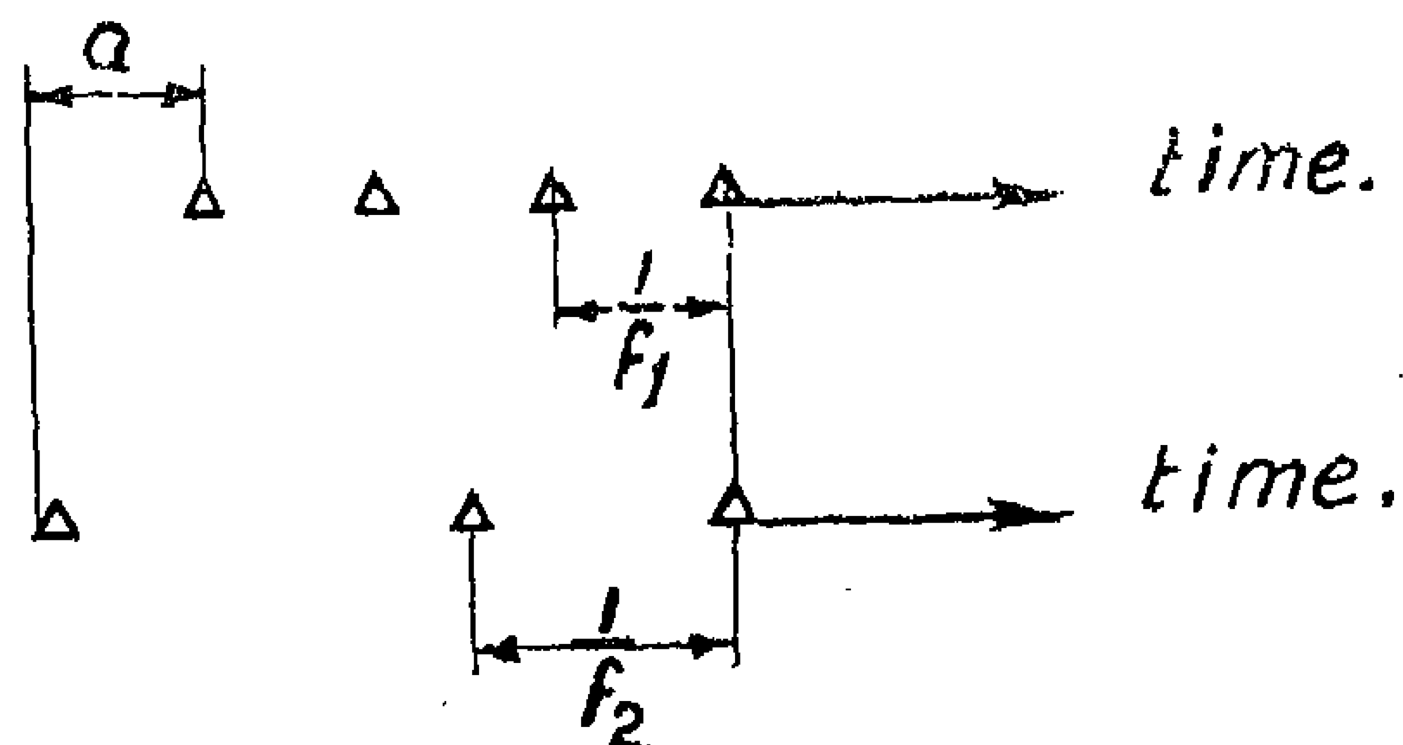


FIG. (14)

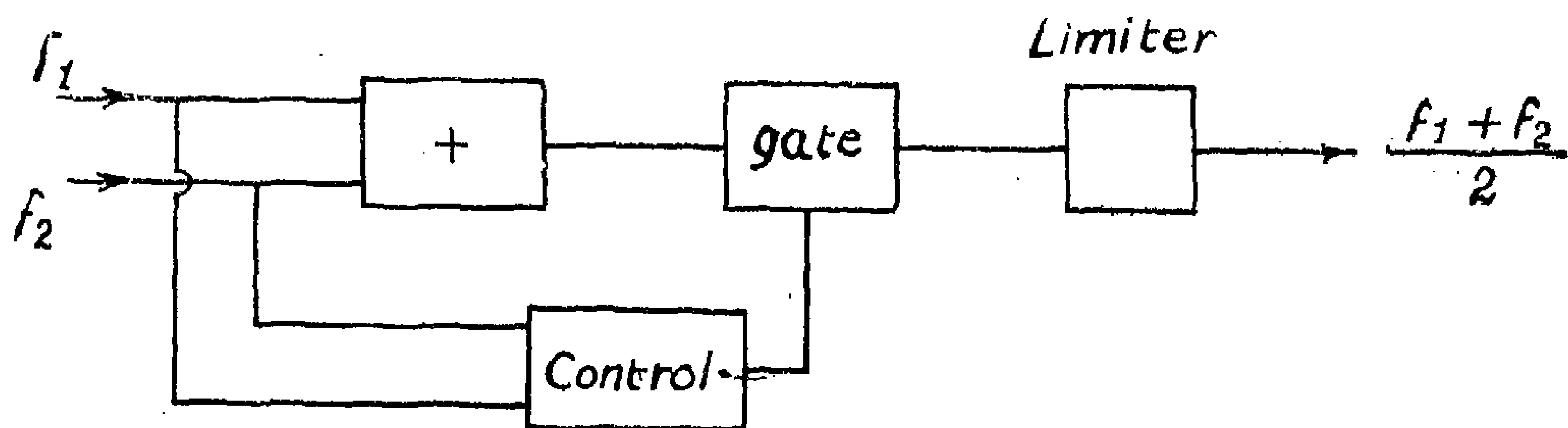


FIG. (15)

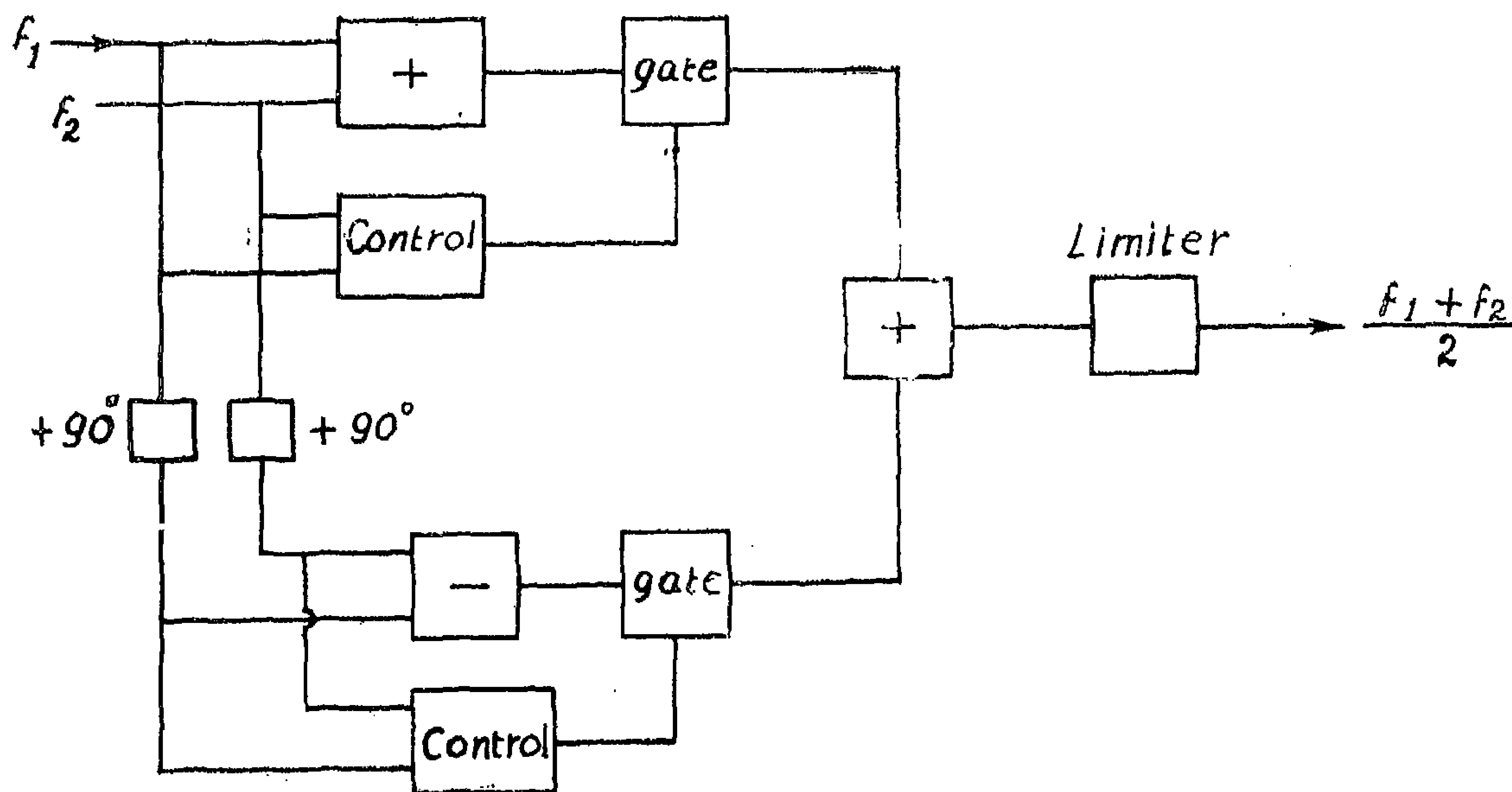


FIG. (16)

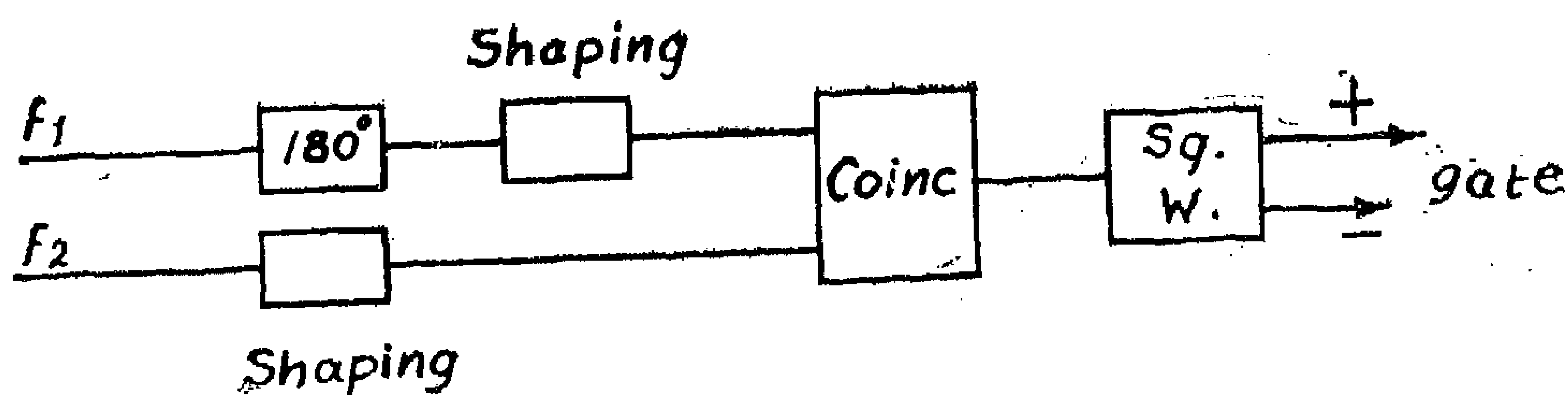


FIG. (17)

Fig. (11) shows the variation of $m_{n=1, 2}$ with the angle (α). The amplitude of the 2nd component is reduced at the beginning and then increases. The first component can be eliminated as explained before.

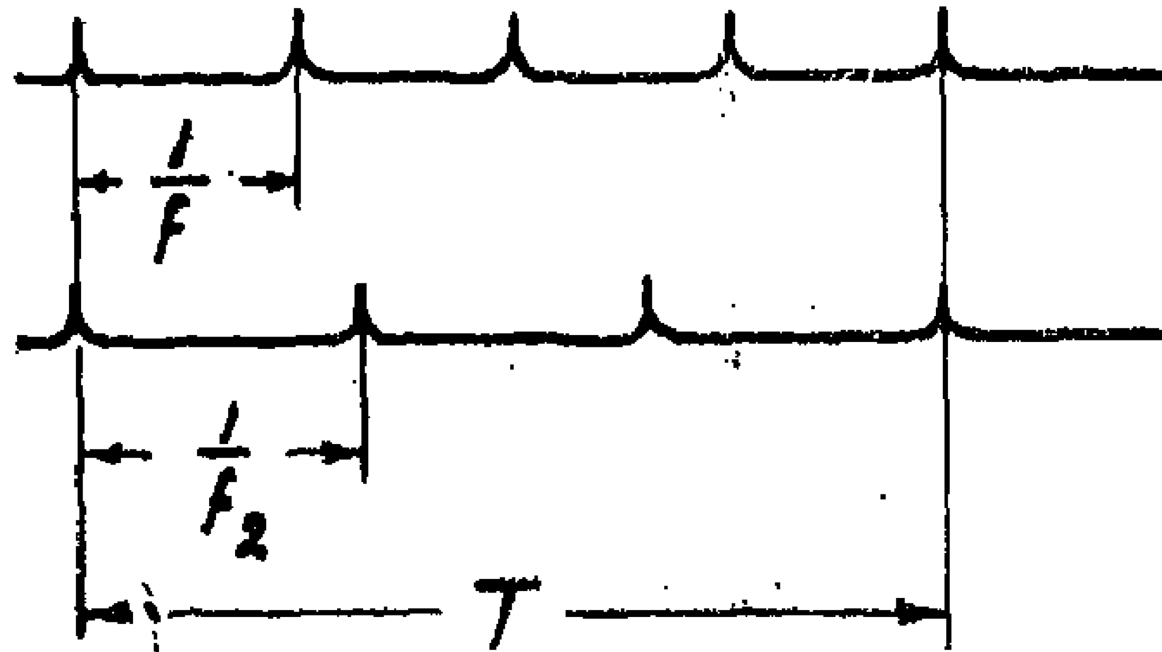


FIG. (12)

b.- *Coincidence :*

Another method of controlling the gate over a much wider range of frequencies is to use pulse technique. Consider two pulse trains of frequencies (f_1, f_2). If both trains are applied to the input of a coincidence circuit then the output will have a frequency ($f_1 - f_2$). This can be shown as follows.

Let the time between two successive coincidence be $= T$.

Number of pulses of first train in a period T is $N_1 = Tf_1$ (13)

Number of pulses of second train in a period T is $N_2 = Tf_2$ (14)

time interval between the first two pulses in the two trains following the first coincidence

$$T = \left(\frac{1}{f_2} - \frac{1}{f_1} \right) \tag{15}$$

The second coincidence will therefore occur if the following relation is satisfied.

$$Tf_2 \left(\frac{1}{f_2} - \frac{1}{f_1} \right) = \frac{1}{f_1}$$

$$\text{or} \quad T = \frac{1}{f_1 - f_2} \tag{16}$$

If the output of the coincidence circuit is applied to a flip-flop then the required switching function of frequency $\frac{f_1 - f_2}{2}$ can be obtained. It is to be noted however that the switching function should bear a certain phase relation w.r.t. the two sinesoidal waves applied to the input of the gate. It is clear from the above that if these two waves are ($A \sin w_1 t$), $A \sin w_2 t$) then the first switching instant i.e. the first coincidence between the two trains of pulses should occur after a time $\frac{1}{2 (f_1 - f_2)}$. To determine the factors affecting this instant, let the first pulse of the first train occur at ($t = o$), and let the first pulse of the second train occur delayed by a certain time interval ($a < 1/f_1$) as shown in Fig. (13).

Let (N″) be the number of pulses of the 2nd train before the first coincidence occurs, therefore we get

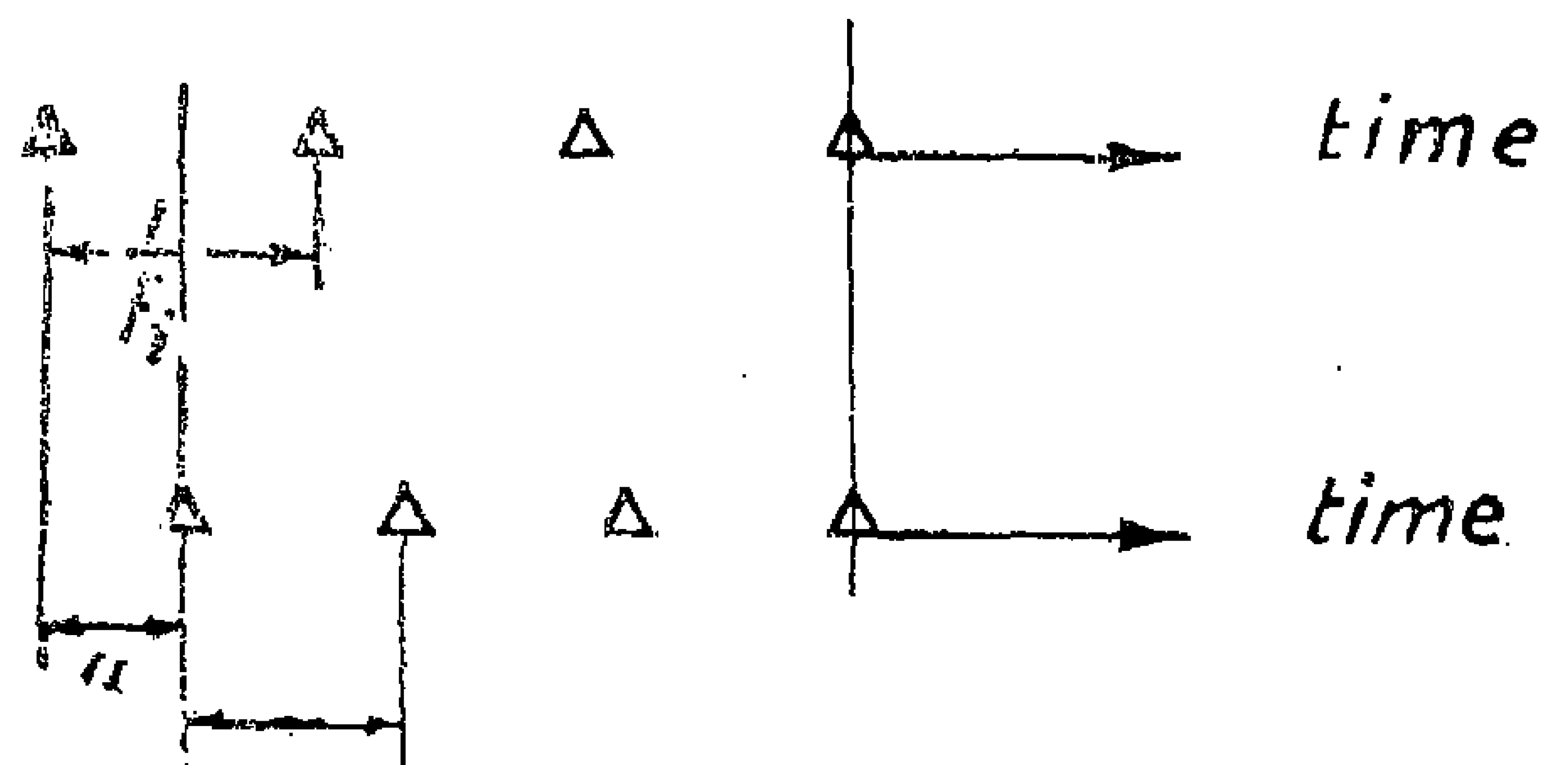


FIG. (13)

$$N'' \left(\frac{1}{f_2} - \frac{1}{f_1} \right) = \frac{1}{f_1} - a$$

or

$$N'' \frac{f_1 - f_2}{f_2} = 1 - a f_1 \tag{17}$$

substituting from (14) and (16) we get

$$\frac{N''}{N_2} = (1 - a f_1) \tag{18}$$

In equation (18), (N_2) represents the number of pulses in a period T. It is clear that the proper switching instant is when

$$\frac{N''}{N_2} = \tfrac{1}{2} \quad \text{i.e.} \quad a = \frac{1}{2 f_1} \tag{19}$$

The output of the detector will be as shown in Fig. (8-a). The switching function that can be obtained from this output is Fig. (8-b). It is given a phase advance (Θ) determined by

$$\cot \Theta = \frac{1}{\frac{w_1 - w_2}{2} RC}$$

The switching function in this case will be represented by the series

$$f(t) = \Sigma a_n \cos (n \frac{w_1 - w_2}{2} t + n \Theta) \quad (10)$$

where (a_n) is still given by Equation (8). The output of the gate will hence be given by

$$v_0 = \Sigma \frac{4A}{\pi n} \sin \frac{w_1 + w_2}{2} t \sin \frac{n\pi}{2}$$

$$[2 \cos \{ n \frac{(w_1 - w_2)}{2} t + n \Theta \} \cos \frac{w_1 - w_2}{2} t]$$

$$= \frac{4A}{\pi} \sin \frac{w_1 + w_2}{2} t \times$$

$$[\cos \Theta/2 + \Sigma C_n \cos n (w_1 - w_2) t$$

$$- D_n \sin n (w_1 - w_2) t] \quad (11)$$

In this expression we find

$$C_n = -\cos n \pi \times$$

$$[\frac{\cos (2n-1)\Theta}{2n - 1} - \frac{\cos (2n+1)\Theta}{(2n + 1)}]$$

$$D_n = - \cos n \pi \times \quad (12)$$

$$[\frac{\sin (2n-1)\Theta}{2n - 1} - \frac{\sin (2n+1)\Theta}{2n - 1}]$$

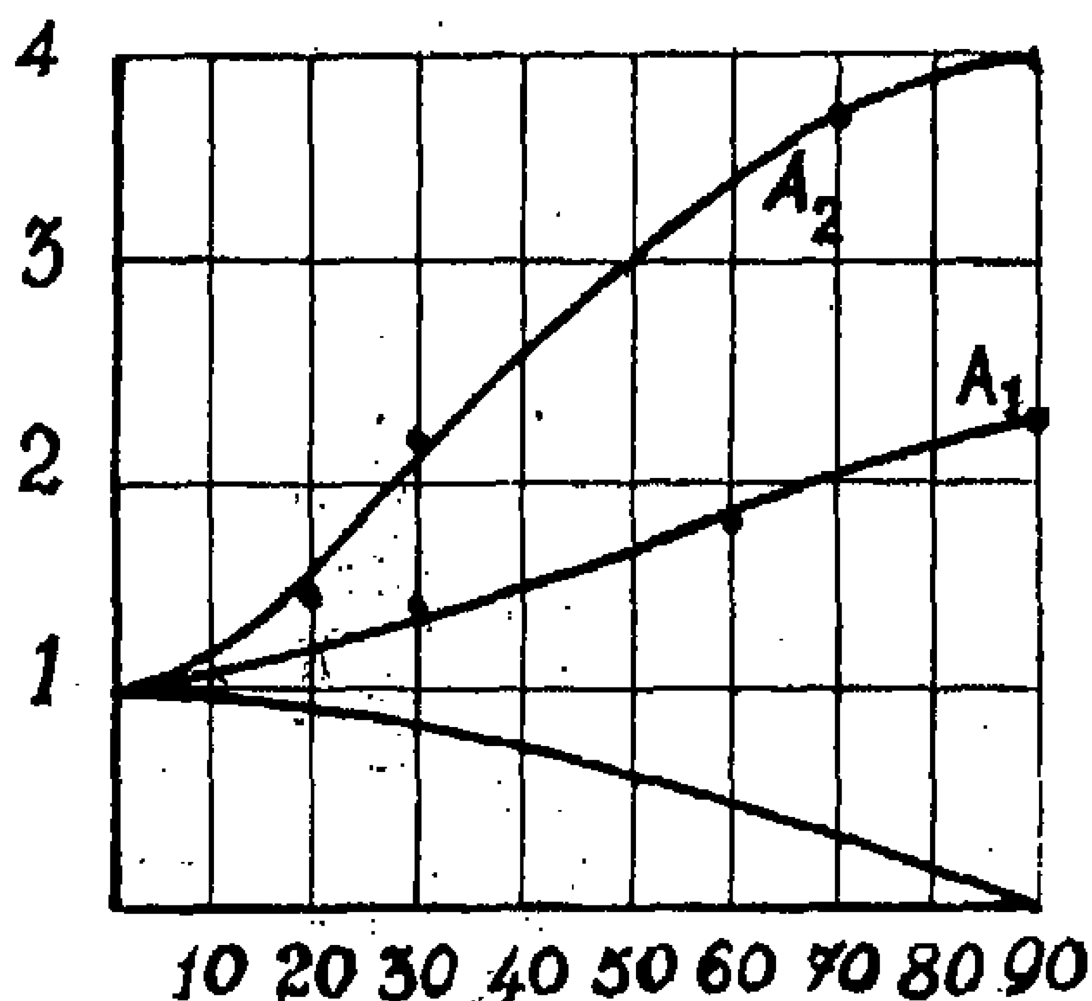


FIG. 9

Fig. (9) shows the variation of cos Θ, A_1, $A_2 = \sqrt{C_n^2 + D_n^2}$ with the angle (Θ) relative to their values at (Θ = o). From these curves it is clear that the depth of modulation of the side components increases with (Θ). For (n = 1) the depth of modulation reaches unity at ($\Theta = \pi/3$).

This effect can be reduced to a limited value of ($f_1 - f_2$) if we add to the input of this gate, the ouput of another gate whose input is another modulated wave of the same carrier but the envelope is displaced by (π). Another method to overcome this difficulty is to use a switching function of the shape shown in Fig. (10). This wave can be easily obtained if we arrange the pass time to be less than the cut off one. In this case the output of the gate will be given by

$$v_0 = \frac{4A}{\pi} \sin \frac{w_1 + w_2}{2} t$$

$$[\cos \alpha + \Sigma a_n \cos n (w_1 - w_2) t]$$

where $a_n = - \cos n \pi$

$$[\frac{\cos (2n - 1) \alpha}{2n - 1} - \frac{\cos (2n + 1)}{2n + 1} \alpha]$$

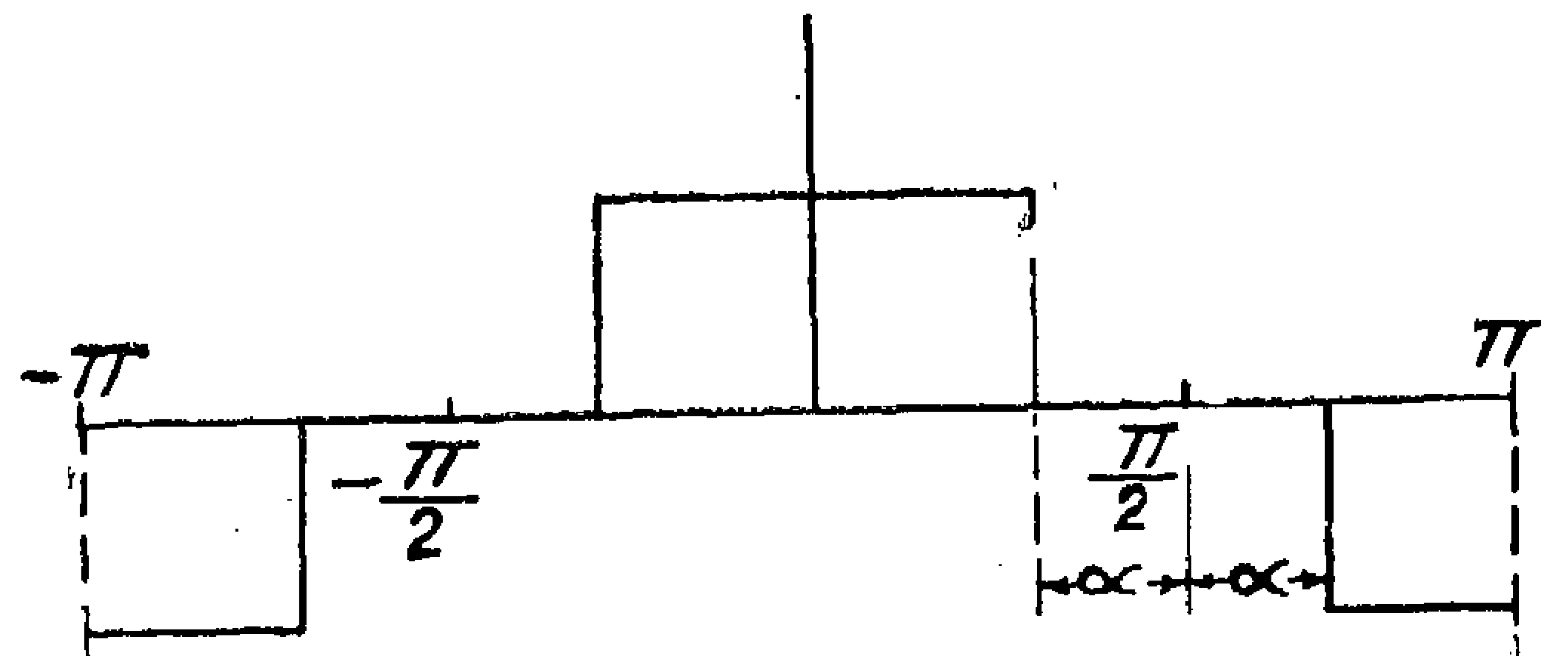


FIG. (10)

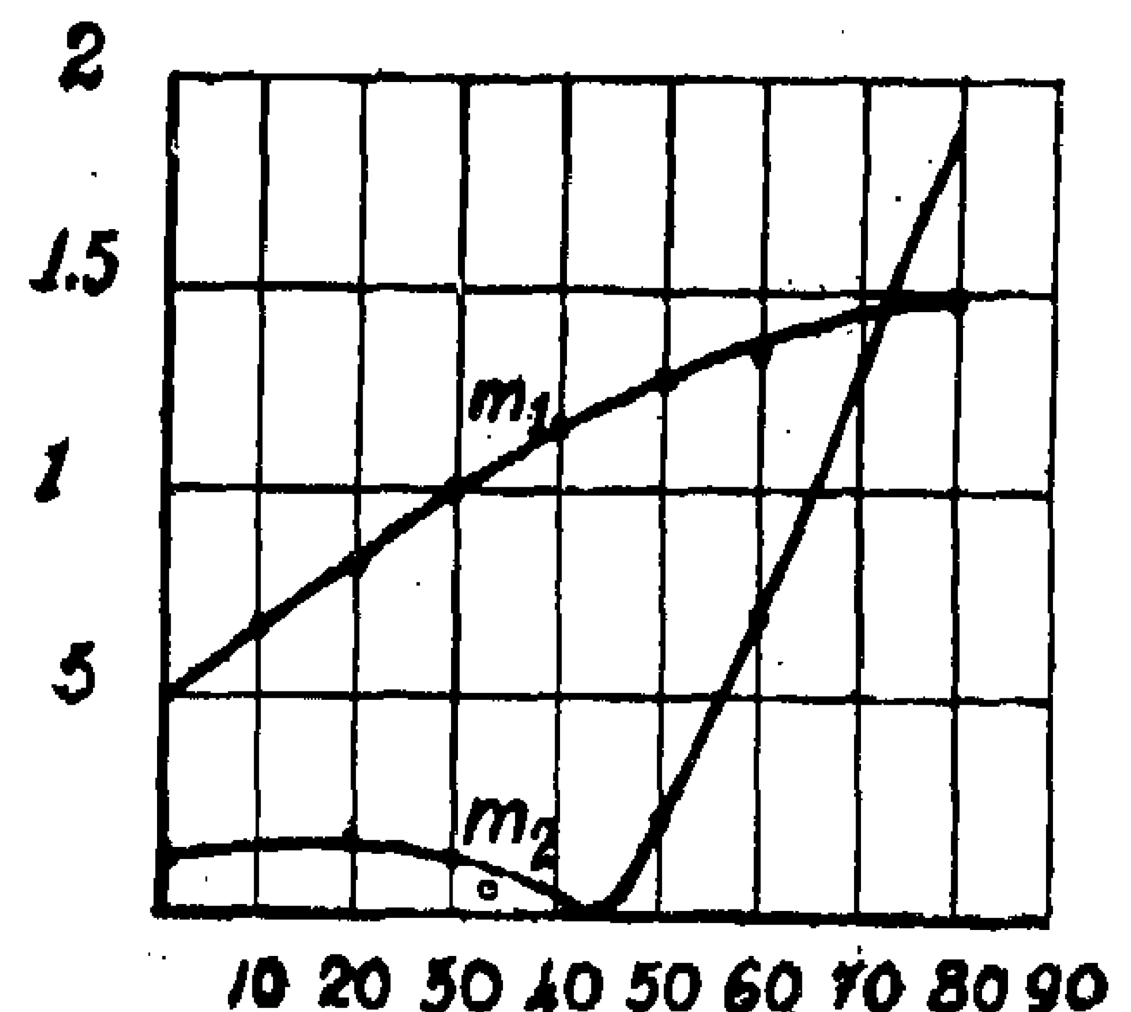


FIG. (11)

The output of the gate will hence be

$$V_0 = S_1 \, f(t)$$

$$= A\,(\sin w_1 t + \sin w_2 t)\, f(t)$$

$$= \frac{4A}{\pi} \sin \frac{w_2 + w_1}{2} t \, [2 \cos \frac{w_1 - w_2}{2} t$$

$$\sum_{n=1,3,5} \frac{1}{n} \sin \frac{n\pi}{2} \cos n \left(\frac{w_1 - w_2}{2}\right) t \,]$$

$$= \frac{4A}{\pi} \sin \frac{w_1 + w_2}{2} t \quad \Sigma \quad \frac{1}{n} \sin \frac{n\pi}{2}$$

$$[\cos \frac{(n+1)(w_1 - w_2)}{2} t +$$

$$\cos \frac{(n-1)(w_1 - w_2)}{2} t \,]$$

$$= \frac{4A}{\pi} \sin \frac{w_1 + w_2}{2} t$$

$$[\,1 + \Sigma\, m_n \cos n\,(w_1 - w_2)\, t\,] \qquad (9)$$

$$m_n = \frac{-2}{4n^2 - 1} \cos n\pi$$

It is clear that equations (9), (4) are identical. Perhaps an illustrative example of the effect of the gate in obtaining the average frequency $\frac{f_1 + f_2}{2}$ would be to consider that ($f_2 = o$). In this case the average required will be $\frac{f_1}{2}$ while the input to the gate will be ($A \sin w_1 t$). If this input is multiplied by the switching function shown in Fig. (6) and of frequency ($\frac{f_1 - f_2}{2} = \frac{f_1}{2}$) then the output of the gate will appear as shown in Fig. (7), which is seen to be a periodic wave of fundamental frequency $\frac{f_1}{2}$ i.e. the required average.

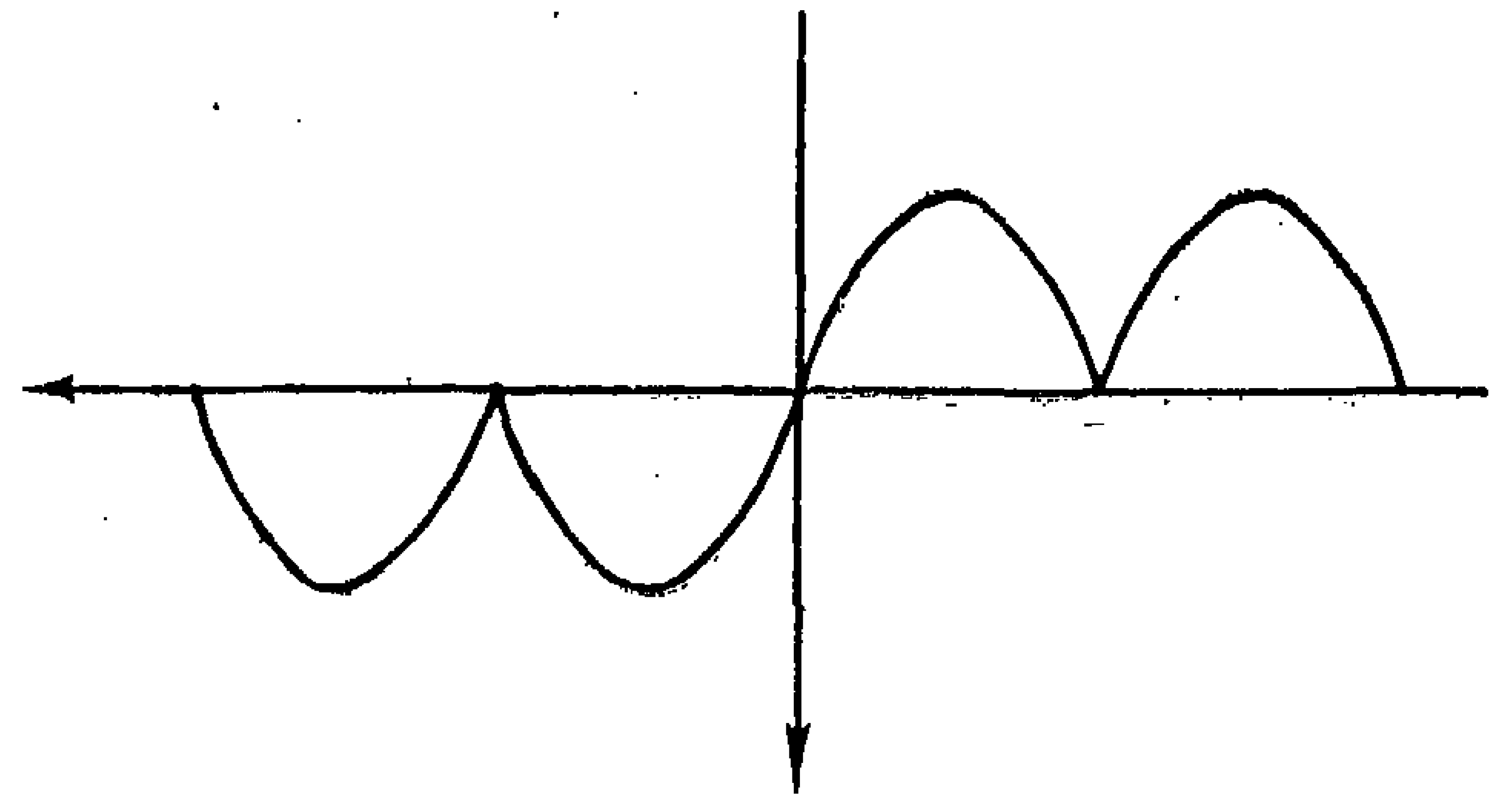


FIG. (7)

The control wave of the gate:

a.—*The Diode Detector.*

It was suggested by Kahn to obtain the control wave of the gate from a diode detector. In this method the beat frequency ($f_1 - f_2$) should be very small w.r.t. the required average, otherwise the effect of peak clipping will be quite troublesome. To show that, assume that $\frac{f_1 - f_2}{2} << \frac{(f_1 + f_2)}{2}$, then the voltage across the R.C. combination of the detector will change according to a cos $\frac{w_1 - w_2}{2}$ t. Negative peak clipping will occur at an instant (t_1) satisfying the relation $\left(-\frac{v}{RC} = \frac{dv}{dt}\right)_{t_1}$ from which we get

$$\frac{1}{\frac{w_1 - w_2}{2} RC} = \tan \frac{w_1 - w_2}{2} t_1 .$$

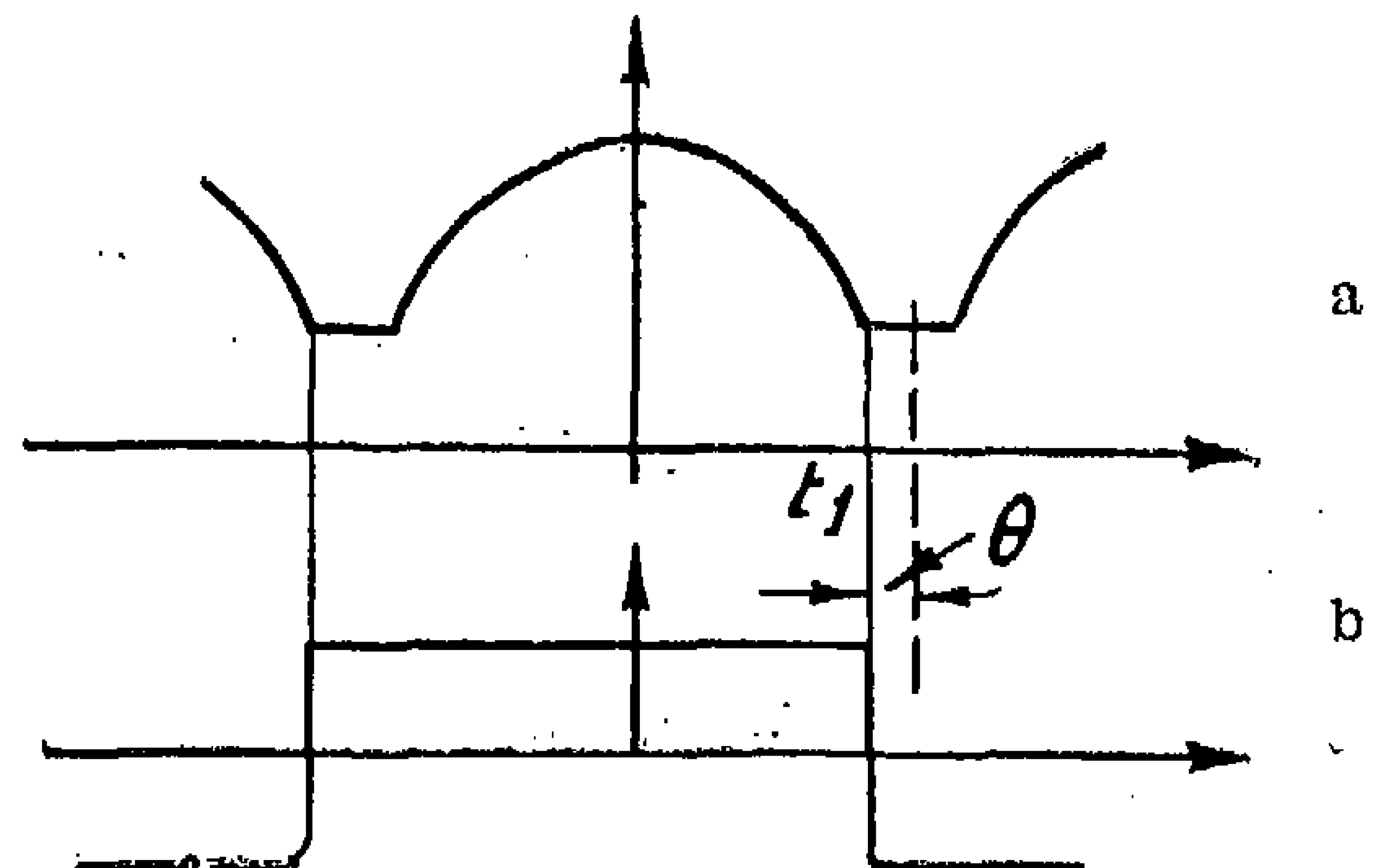
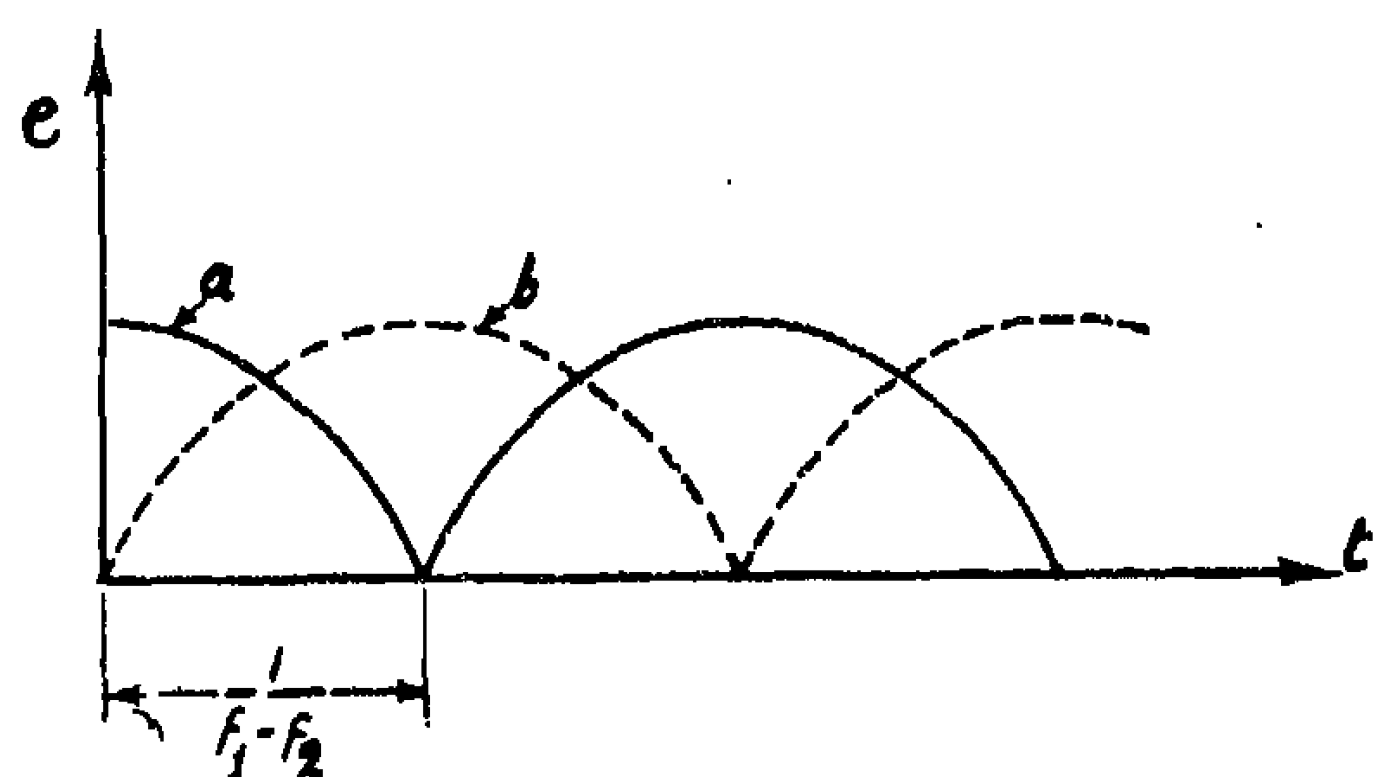


FIG. (8)

If the phase angle of S_1 is reversed once every beat cycle using a gate, then the result (V_1) will be an amplitude modulated wave free of any phase modulation. The envelope (e_1) will follow successive (+ve) halves of a cosine function as shown in curve (a) Fig. (5), and can be expressed in a Fourier series of the form



$$e_1 = a_0 + \Sigma\, a_n \cos n\ (w_1 - w_2)\, t \qquad (2)$$

where

$$a_0 = \frac{2}{\pi}$$

$$a_n = \frac{-4}{\pi\,(4n^2 - 1)} \cos n\pi \qquad (3)$$

The output of the gate will hence be

$$V_1 = 2\,A\,a_0 \sin \frac{w_1 + w_2}{2}\, t$$

$$[1 + \Sigma\, m_n \cos n\ (w_1 - w_2)\ t] \qquad (4)$$

where $m_n = \dfrac{a_n}{a_0}$ = depth of modulation of the component (n).

The side frequency components are displaced from the carrier by n $(f_1 - f_2)$. The nearest will be $(f_1 - f_2)$ away. If $(f_1 - f_2)$ is large enough then the carrier can be selected using a tuned circuit. If this condition is not satisfied, it can be improved if we add to the output (V_1) another wave (V_2) having the same carrier wave but the modulating envelope displaced by an angle (Φ). In this case the wave (V_2) will be given by

$$V_2 = 2\,A\,a_0 \sin \frac{w_1 + w_2}{2}\, t$$

$$[1 + \Sigma\, m_n\ \text{cas}\ \{\ n\ (w_1 - w_2)\ t + n\Phi\}] \qquad (5)$$

Adding (4) and (5) we get

$$V_1 + V_2 = 4\,Aa_0 \sin \left(\frac{w_1 + w_2}{2}\ t \right)$$

$$[1 + \Sigma\ m_n \cos \frac{n\,\Phi}{2} \cos$$

$$\{\ n\ (w_1 - w_2)\ t + \frac{n\,\Phi}{2}\ \}\ ] \qquad (6)$$

In equation (6) it is clear that the depth of modulation of the (n) component will depend upon the phase shift (Φ) between the two envelopes. If ($\Phi = \pi$) as shown in curve (b) Fig. (5) then the side waves will disappear for odd values of (n) and hence the nearest side frequency will be displaced by twice the beat frequency $(f_1 - f_2)$. The selection of the tuned circuit is easier. Again if 2 $(f_1 - f_2)$ is is still not large enough w.r.t. $\dfrac{f_1 + f_2}{2}$ then the application of the amplitue limiter will remove the amplitude modulation safely.

It will be easier to visualise the effect of the gate when the wave (S_1) is applied to its input, if we multiply each of the component waves ($A \sin w_1 t$, $A \sin w_2 t$) by the switching function of the gate. Let the switching function of the gate be that shown in Fig. (6) and is of frequency $\dfrac{f_1 - f_2}{2}$.

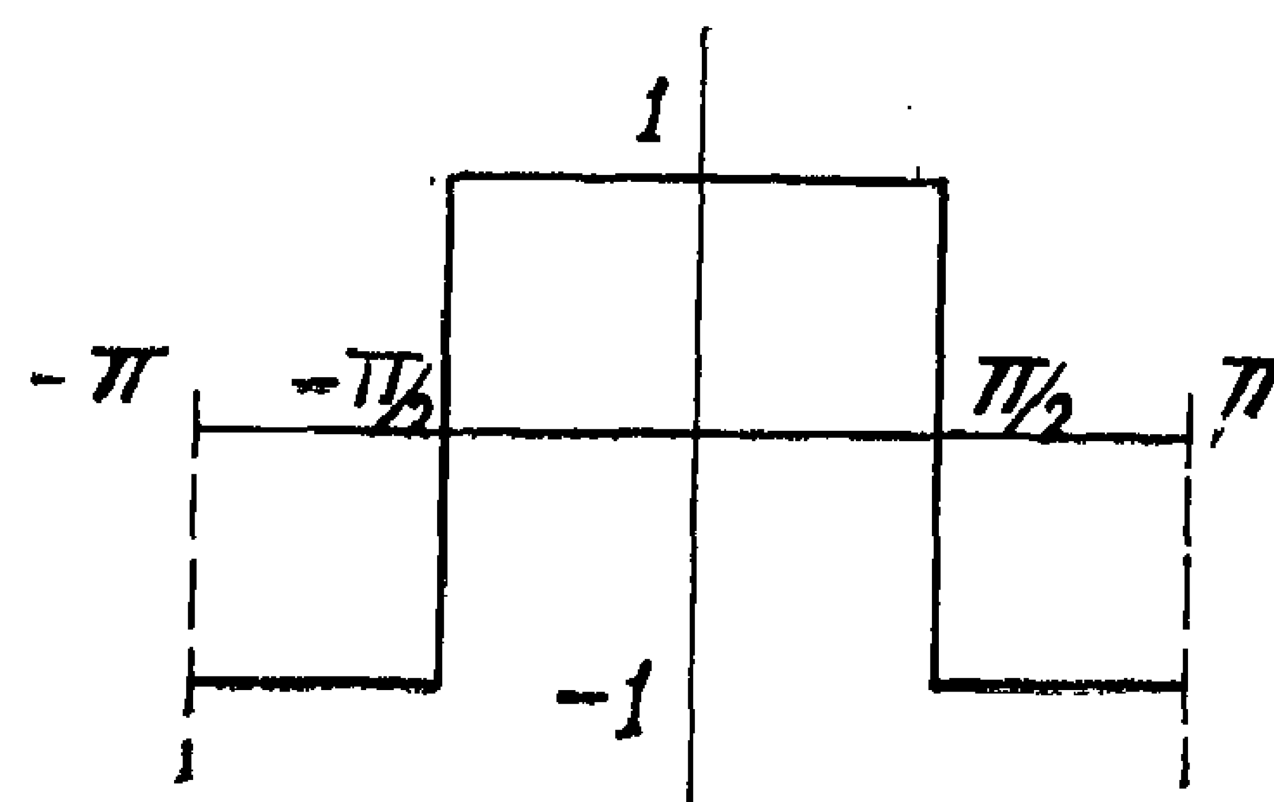


FIG. (6)

This function can be represented by the series

$$f\ (t) = \sum_{n = 1, 3, 5} \cos n\, \frac{(w_1 - w_2)}{2}\, t \qquad (7)$$

where

$$a_n = \frac{4}{n\,\pi} \sin \frac{n\,\pi}{2} \qquad (8)$$

modulation. In order to get rid of the phase modulation, the limiter output is applied to a phase inverter which provides two outputs waves are then applied to a phase inverter which provides two outputs with (180°) phase difference. The output waves are then applied to a gating circuit which passes either wave at a time. The control wave of the gate is to be derived from the amplitude modulation envelope by detecting a sample of the sum pefore being applied to the limiter using a diode detector. Fig. (2) shows the block diagram of the method as given by Kahn.

The method as suggested have severe limitations.

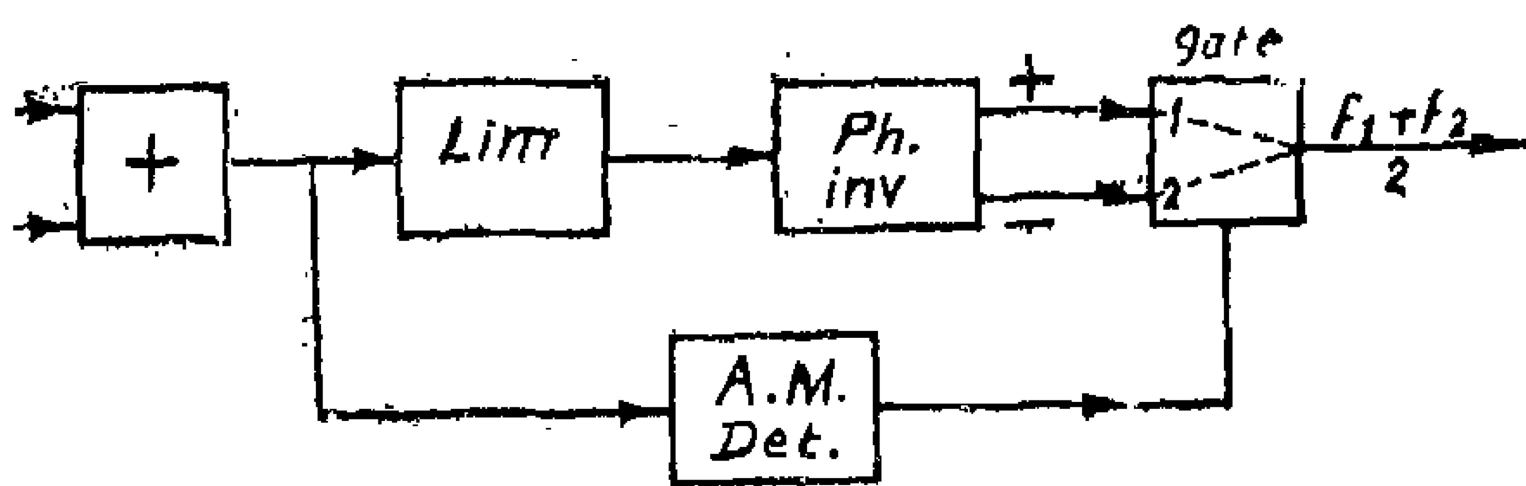


FIG. (2)

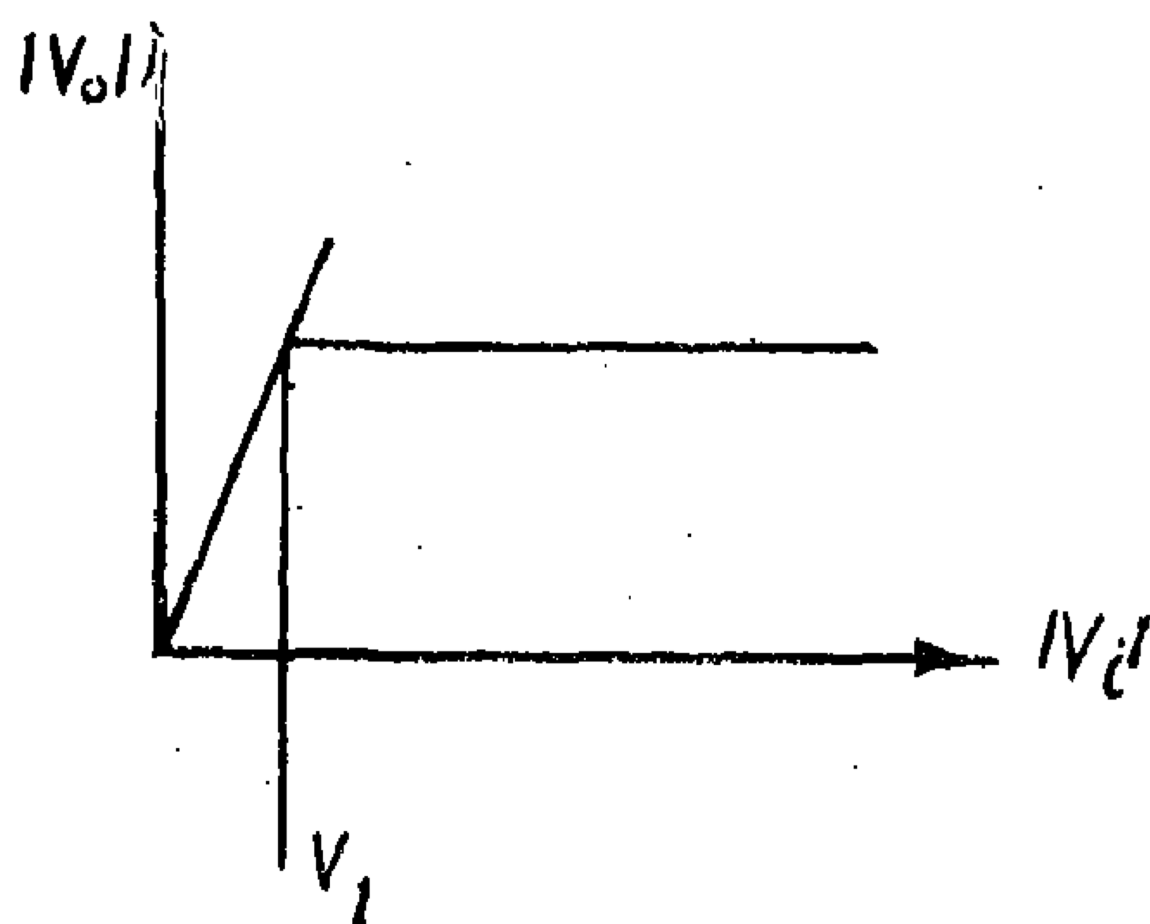


FIG. (3)

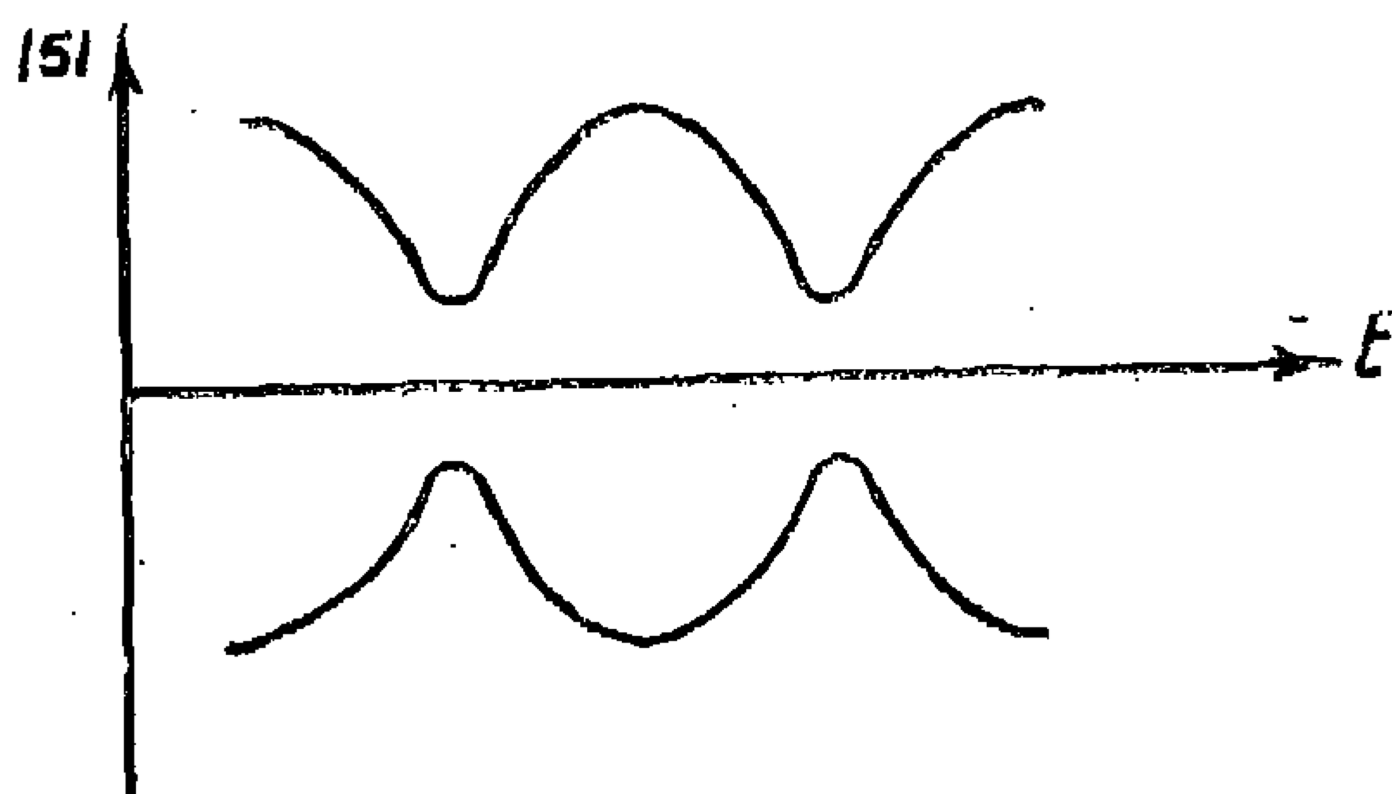


FIG. (4)

(1) A perfect limiter does not exist. The output of a practical limiter is independant of the input voltage, if this last is higher than a certain minimum value (V_1) as shown in Fig. (3). In order to remove the amplitude modulaion therefore, the amplitude of one of the component waves should be higher than that of the other. The envelope will not fall to zero at any instant as shown in Fig. (4). This has two main effects. The frequency of the carrier will differ slightly from the required average, and the difference depending upon the ratio of the two amplitudes. The second effect will be that the phase whip will not be sharp following a square wave but changes more gradually as shown in curve (b) Fig. (1-b). The result would be that the output of the gate will still be phase modulated.

(2) The second limitation is imposed by the limiter design. The input of the limiter is a wave of frequency $\frac{f_1 + f_2}{2}$ and is phase modulated with a square wave of frequency $\frac{f_1 - f_2}{2}$. The first two side frequency components will be f_1, f_2. In order to pass them, the tuned circuit should have a suitable Q value. Therefore the difference $(f_1 - f_2)$ should be small w.r.t $\frac{f_1 + f_2}{2}$. This sets a limit to the range of frequencies that can be used.

(3) The use of the diode detector to obtain the control wave of the gate imposes another severe limitation to the useful range of frequencies. This point will be referred to later. In the following a theoretical analysis of the problem will be given and then a suitable arrangement will be suggested.

Theoretical Analysis :—

Let the two waves be $A\sin w_1 t$ and $A\sin w_2 t$, then their sum will be given by :

$$S_1 = 2\,A \sin \frac{w_1 + w_2}{2}\, t \cos \frac{w_1 - w_2}{2}\, t$$

A METHOD TO PRODUCE THE AVERAGE OF TWO FREQUENCIES

By

S. E. YUSSUF, Ph.D.
Assistant Professor—Ein Shams University

SUMMARY

The paper suggests a method to combine two sinesoids of different frequencies, f_1, f_2, to produce a third sinesoide of frequency $\frac{f_1 + f_2}{2}$. The method is to apply the sum of the two original sinesoides of equal amplitudes to a gate whose control wave is derived from the two sinesoides using coincidence circuits. A complete theoretical analysis of the problem is given. Another method was previously suggested by kahn (1). The limitations of Kahn method are explained.

In a publication by L. R. Kahn (1) he suggested a method of combining two sinesoidal waves of frequencies (f_1, f_2) to produce a third sinesoid of frequency $\frac{f_1 + f_2}{2}$. The method is based on the fact that if two sinesoidal waves $A \sin w_1 t$, and $A \sin w_2 t$, of equal magnitudes and different frequencies are added, then their sum will be a wave of frequency $\frac{f_1 + f_2}{2}$ modulated both in amplitude and phase. The phase modulating wave being a square wave of frequency equal to half the beat frequency ($f_1 - f_2$) as shown in fig. (1-b) curve (a). The amplitude of the sum is modulated with a wave of beat frequency. The ampitude dropping to zero whenever the phase change is equal to (π). This can be shown simply as follows:

$$S_1 = A \sin w_1 t + A \sin w_2 t$$
$$= 2 A \sin \frac{w_1 + w_2}{2} t \cos \frac{(w_1 - w_2)}{2} t \quad (1)$$

Equation (1) can be looked upon representing a wave of frequency $\frac{f_1 + f_2}{2}$ which is amplitude modulated with $\cos \frac{w_1 - w_2}{2} t$. The phase of the modulated wave changes by an angle (π) whenever the cosine changes sign.

The method suggested by Kahn was as follows:

The sum (S_1) is applied to the input of an ideal limiter to get rid of the amplitude

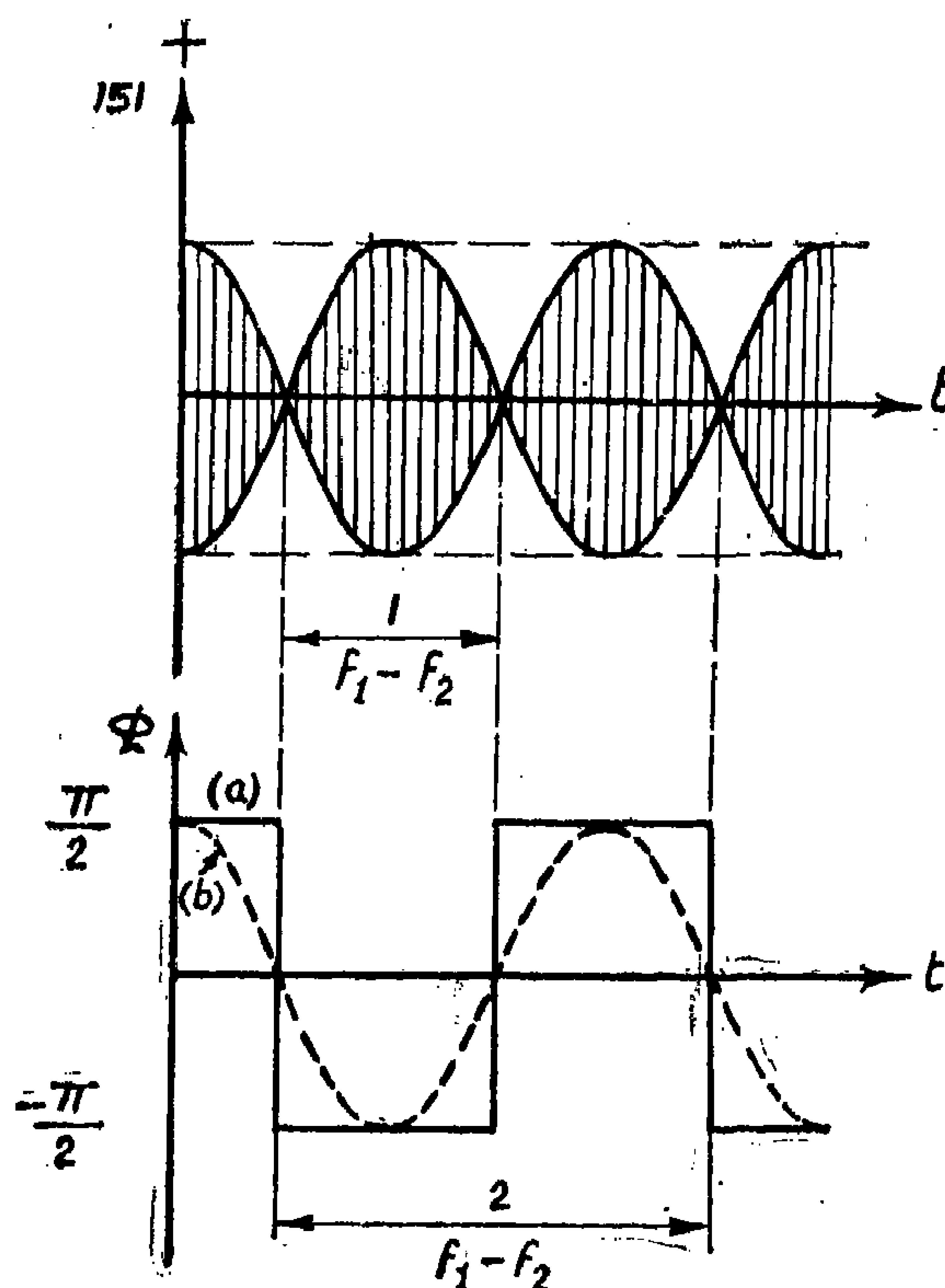


FIG. (1-a). FIG. (1-b)

(1) Proceedings of I.R.E. January 1960, Vol. 48, p. 118.

Distances longer than 40 miles may be measured, and in fact, measurements up to 90 miles have been satisfactorily undertaken. Over these very long distances, meteorological conditions may vary along the line and affect the accuracy., is assured over lines longer than one mile, shorter distances may be measured with confidence. On short distances, of course, the basic inherent error of ± 2 inches, and sometimes the effects of ground reflection, become more significant. However, with simple calibration of individual systems and careful attention to the effects of reflection, the tellurometer system can be expected to meet the practical specifications of many surveying assignments on lines down to 500 feet.

Accuracies that may be expected under normal use from the Micro-Distancer are briefly stated thus :

500 feet to 1,500 feet	... 3rd to 2nd order.
1,500 feet to 1 mile	... 2nd to 1st order.
1 to over 40 miles	... 1st order.

ground control for this aerial survey was provided by triangulation stations 6 to 8 miles apart. Following the introduction of a new method of adjusting aerial triangulation called the I.T.C.-Jerie Analogue Computer for Block Adjustment, ground control points are now only required at about 8 miles intervals around the perimeter of areas some 25 miles square. Full advantage can be taken of this new method if the tellurometer is used, since such control points can be supplied most conveniently by running tellurometer traverse between existing first order triangulation stations. The method is to be used in an area covering about 4,000 square miles in the Central Highlands where the necessary ground conrol is being supplied by only 26 new stations. By triangulation methods it is estimated that 140 stations would have been required and the saving of 114 triangulation stations in this area of Scotland represents a very appreciable economy.

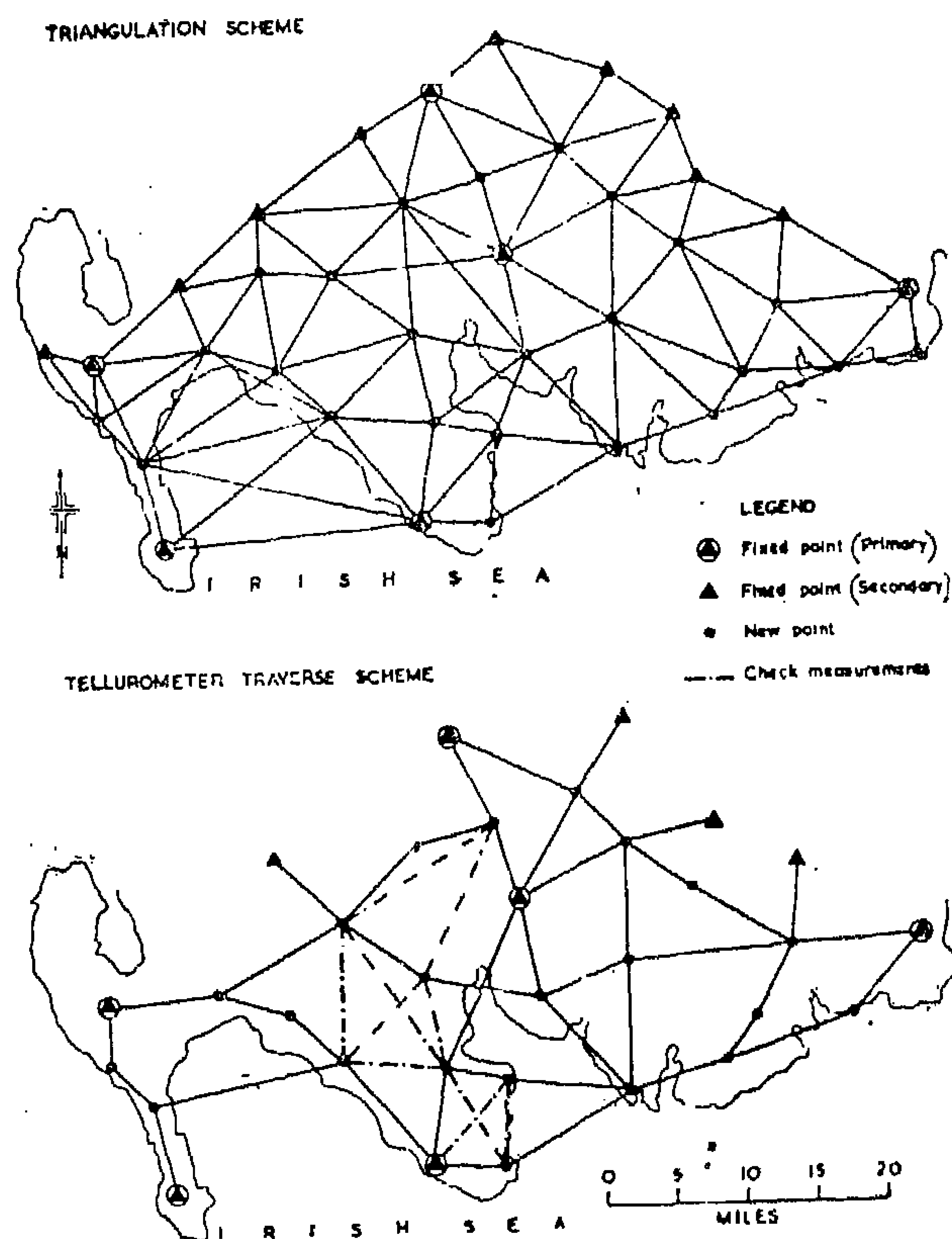


FIG. 10.—*Diagram comparing the second triangulation scheme with the tellurometer traverse scheme in the Kirkcudbright area of Southwest Scotland.*

Advantages of the tellurometer system over traditional mehods :

The first advantage of the tellurometer system is the speed with which actual measurements can be made. Operators can complete the entire procedure of setting up the instruments, taking their readings, and dismantling in 30 minutes. In addition, moreover, the micro-wave technique eliminates in one long stride many of the time-consuming limitations inherent in traditional surveying.

Because it is not dependent on visibility, measurements can be taken through fog or rain, brush or light timber. "Rush" jobs can be carried on right through inclement weather or darkness.

Traverse work can be dramatically accelerated with the tellurometer system because it can span great distances, or short courses, without regard to the roughness of the terrain between points. Longer courses are possible, thus reducing the need to establish intermediate points. Tower erection is held to a minimum or eliminated.

It requires only one man at each end of a line to set up the equipment and make measurements. Parties maintain constant contact with each other by means of the special built-in radio-telephones. No electronics background is necessary. Only two days of informal training is required.

Accuracy :

The accuracy of the tellurometer system of distance measurement has been established by field tests and extensive-application to survey works in all parts of the world.

The system is designed primarily for measurement of lines of useful geodetic length from 500 feet to 40 miles. For these distances the accuracy has been well established at one part in 300,000 of the length $\pm$ 2 inches.

tellurometer it is now possible to measure actual sides of the triangulation to an accuracy of between 1:100,000 to 1:200,000 depending on conditions. There can be no doubt as to the economy in using the tellurometer to scale triangulation, since the measurement of bases by catenary taping is a laborious process requiring parties 30-40 strong for several weeks or even months.

In Great Britain the tellurometer is being used to measure sides of the first-order triangulation, which was completed in 1952. Measurements are being made in ten areas throughout the country and it is anticipated that very valuable information will be obtained on the maintenance of scale throughout the triangulation.

However, it is in the less developed and relatively unmapped parts of the world where the portability and excellent communications of the tellurometer can be more fully utilised and where there is more scope for the use of the tellurometer in first-order work. Control may be provided with the tellurometer either by trilateration, where the lengths of all sides in a figure are measured, or by traversing in which the angles are measured by theodolite and the distances by tellurometer. For example, in Kenya the Directorate of Overseas Surveys measured a primary traverse of 26 legs extending over 400 miles across a flat and featureless plain in 28 days (2). This included erecting Bilby towers at 18 stations. By normal methods it is estimated that this work would have taken about two years.

USE ON SECOND — ORDER WORK

The tellurometer has been used on second-order work by the Ordnance Survey of the U.K. to break down the primary triangulation, he stations of which are from 20 to 40 miles apart, in order to co-ordinate secondary stations at intervals of 8 to 10 miles. Previously such point had been co-ordinated by triangulation. Areas bounded by four or five primary stations were covered by a network of triangles and the stations were marked by the normal Ordnance Survey triangulation pillar. By 1957, about 80 percent of Great Britain had been completed by normal triangulation. The majority of the remaining areas were in the most mountainous parts of Scotland and Wales, where triangulation is very expensive due to the difficulty of operating in this remote and difficult terrain, where roads or tracks are often few and far between.

In 1958 experiments were carried out in the Southern Uplands of Scotland to set the use of the tellurometer to provide such second-order control by a network of traverses. The angles of the traverses were measured normally by theodolite and the distances by tellurometer. In figure 10 the original triangulation scheme in the Kirkcudbright area is compared with the traverse network which was actually observed. An estimated saving of 25 percent in field effort was made, mainly due to the reduction of time lost by bad weather, since the tellurometer can measure through cloud and light rain when theodolite observations would be impossible. A check on the accuracy of the tellurometer transverses was obtained by measuring check distances by tellurometer between stations in adjacent traverses. The tellurometer distances were compared with the distance derived from co-ordinates. The maximum discrepancy was 0.2 meters in a line of 17.7 Kms, i.e., 1:88000. This and other checks obtained showed that second-order control can be supplied by tellurometer traverses to an accuracy comparable with that of triangulation.

A more dramatic economy is possible by the use of the tellurometer in providing control for aerial surveys. For example, the Ordnance Survey is carrying out the resurvey of the Highlands of Scotland at a scale of 6 inches to the mile (1:10560). Originally

If the selector switches are not synchronized both the monitoring signal in the earphones and the presentation on the screen at both Master and Remote stations will disappear. In practice when the Master operator wishes to inform the Remote operator of his intention to change pattern, he depresses his Measure-Speak switch momentarily to speak. This temporarily breaks the aural and visual signals at the Remote station and serves as a warning to the Remote operator of the Master operator's intention. Then the Master operator switches to the next pattern, and the visual and aural signals disappear. The Remote operator switches to the next pattern and the visual and aural signals reappear. In practice once a clear sequence has been evolved the operation proceeds with no confusion.

Power Switches :

The L.T. ON/OFF switch switches the 250 V+ and 230 V— outputs from the power supply.

The L.T. Fuse is rated at 10 amps.

The H.T. Fuse is in the positive line and is rated at 100 m/A.

Power Input Socket :

This is located at the centre bottom of the panel

Reflector Tune :

This control should be adjusted for peak crystal current which in effect is a measure of klystron power output.

Meter Selector Switch and Switched Meter :

This switch is used to select the switched meter function, i.e. the measurement at Regulation position the meter should read between 20 and 80 uA. A reading below 20 uA indicates a "flat" battery or faulty power supply. In the Modulation position the meter should read 40 uA on A, B and C positions and 36 uA on the D position. In the A.V.C. position the reading at short range operation should be of the order of 60 uA while at long ranges 20 uA can be expected.

Crystal Current Meter :

This indicates the crystal current and is adjusted by the Reflector Tune Control.

Panel lighting Controls. These are clearly seen on the panel.

Indicator Lamps :

The oven cycle.

Cathode Ray Tube Bezel :

This Bezel is graduated in revolutions and hundredths of a revolution radially and in a reference circle.

USE ON FIRST — ORDER WORK

The tellurometer has been in use since 1957 all over the world, and as experience in its use widens, so more opinions are being expressed on its worth and more applications for its use are being found. It was originally designed as a means of measuring geodetic bases to replace the existing methods of taping in catenary, which are most laborious. Although the tellurometer is less accurate than catenary taping, with which two measurements of a base-line normally agree to 1:500,000 or more, it is claimed that using the tellurometer the scale of a triangulation can be maintained more economically by measuring actual sides of the triangulation at frequent intervals to an accuracy of 1:200,000 rather than by taping bases at less frequent intervals. Until recent years the only check on the scale of first-order triangulation has been the reproduction of one taped base on the next and the accepted standard for first-order work has been 1:50,000 or better. It has always been accepted that accuracy is lost in extending from the taped bases normally (—10 miles in length, up to the normal side length of 20-30 miles. With the

necessary to retune the reflector by means of the Reflector Tune control. Tuning should be performed only in the "Speak" position, otherwise it is possible to tune on to a side-band of which there are many, spaced about 10 Mc/s. apart. The cavity should be turned for maximum A.V.C. reading. The Master should always tune on to the Remote and should always be 33 Mc/s. lower in frequency than the Remote. The knob is graduated for 0 to 10, and has a fine scale on which 100 divisions correspond to 1 division on the Knob.

Measure-Speak Key Switch:

This control is used to switch from "Speak" to "Measure" and vice versa, and also as a signal from the Master operator to change patterns. When this switch is flicked by the Master from "Measure" to "Speak" then to "Measure" both the 1 Kc monitor signals in the Remote earphones and on the "Remote" screen disappear and this is an indication to the "Remote" operator to change to the next pattern.

Brilliance:

This knob is used to adjust the brilliance of the trace on the cathode ray tube. The focus control should be used in conjunction with the Brilliance control.

Focus:

This control is used to adjust the focus of the trace on the cathode ray tube. It should be adjusted until a sharp well-defined trace is produced.

Check Pulse:

This switch is used in the Master Measure position to convert the cathode ray tube presentation to "A" scan and the marker pulse from the Remote station may be directly viewed. This enables the Master station to ensure that sufficient pulse is being received from the Remote station and if not instructions are given to the Remote station to increase the pulse amplitude.

Pulse Amplitude:

This control is adjusted as required.

Circle Amplitude:

This control is used in the Master Measure position to adjust the circular presentation on decreasing until a satisfactory circular trace is obtained.

X Shift:

X shift Control is adjusted until the spot is centrally disposed in the graticule. This control moves the spot in a horizontal direction across the face of the cathode ray tube.

Y Shift:

This control is adjusted until the spot is vertically centralized in the graticule.

Pattern Selector Switch:

This switch is used to select first the function (Master or Remote), then the pattern (A, B, C and D), and at the Remote station the type of 1 Kc signal on pattern Ator A-(forward or reverse). It has twelve positions:

Off, the Remote positions A + R, A − R, A - F, A + F, B, C and D and then the Master positions A, B, C, and D.

The Selector Switches at Master and Remote stations must be synchronized when the Key switch is in the Measure position in accordance with the following table:

Master	Remote
A	A+R, A−R, A-F or A+R
B	B
C	C
D	D

12. The Pulse Amplitude Control is on front panel to left of Measure-Speak Key.

The Transistorized Power Supply :

The power supply is mounted behind the front panel on a composite assembly bracket on which is also mounted the i.f. unit. The basic circuit is a transistorized R-L double Multivibrator which oscillates at about 2000 cycles per second. The multivibrators are connected in series for 24 volts operation and in parallel for 12 volts operation. Power is derived from the oscillator by transformer action into a number of windings wound on a toroidal coil. The nominal output voltages are :

+250 V DC for oscillator, klystron, i.f. and CRT Units.

−235 V DC for the klystron and CRT Units 6 V AC for the CRT heater.

6.3 V DC for the valve filaments, microphone and graticule lamp.

The operation of the instrument on 12 volts or 24 volts is effected merely by attaching the appropriate 12 volt or 24 volt input cable to the input plug. It is very important to ensure that the correct cable is used. Each cable is appropriately and distinctly marked.

The I.F. Unit :

The I.F. Unit is mounted behind the transistorized power supply. It is visible on the left-hand lower side if the back plate is removed.

The Cathode Ray Tube Unit :

This unit is mounted on an L shaped chassis with the valves facing upwards and the five potentiometer shafts and check pulse switch protruding through the front panel. There is on this unit an adjusting control for coarse Reflector trimming.

The Oscillator Unit

The Oscillator Unit is mounted behind the front panel to the left of the bracket on which the transistorized power supply, I.F. unit and cathode ray tube are mounted.

The Klystron Unit :

The klystron unit is mounted behind the front panel and above the Oscillar Unit. The cavity is turned by a double plunger which is screwed in and out by the cavity tune knob. For every cavity tune position there is a position of reflector tune at which optimum power output is obtained, as read on the crystal current meter.

Use of the Controls on Front Panel Shape :

This control is used in the Master Measure position to adjust the shape of the 1 Kc. presentation on the cathode ray tube. It is adjusted until the major axis of the ellipse corresponds with the X axis.

Y Amplitude :

This control is used in the Master Measure position to adjust the Y Amplitude of the ellipse until the ellipse becomes a circle. After the ellipse axes have been brought into coincidence with the X and Y axes of the cathode ray tube and the Circle Amplitude control used to adjust the major diameter of the ellipse to be the same as the diameter of the graticule circle, the Y Amplitude control is used to adjust the minor diameter to the same as the graticule circle.

Graticule :

This control is used to adjust the brilliance of the graticule illumination.

Cavity Tune :

This control is used to adjust the resonant frequency of the klystron cavity by altering the position of a double plunger in the cavity. As the knob is turned clockwise the plunger is inserted farther into the cavity, thus increasing the resonant frequency. When a turning adjustment is made it is usually

haversack has pockets to accommodate spare parts kit and meteorological instruments. The base plate of the instrument contains a 5/8 inch Whitworth female thread for tripod mounting. This base plate is adjustable over a range of approximately 2 inches to facilitate setting of the instrument zero. The aerial mounting boss is located on the side of the case and is provided (when in transit position) with a moisture-proof cover plate. Mounting of reflector (or cover plate) is effected by a quick acion lever mechanism. The front (operating panel) cover plate is dome-shaped to accommodate the instrument reflector, and the dipole (when in the transit position). It is secured by means of a wing-headed screw which engages in a threaded boss set in the centre of the front panel, and provides a watertight fit between the cover plate and the gasket on the rim of he instrument case. The back cover plate is secured to the case by four screws and is easily removable to enable field adjustments to be carried out. It fits into a gasket on the back rim of the case.

The Front Panel :

All controls and indications are located on the central panel (Fig. 9). They comprise .

1. The Cathode Ray Display Unit and its relative controls are located at the top right of the panel. The controls comprise "Brilliance", "Focus", "X shift", "Y shift", "Circle Amplitude", "Shape", "Y Amplitude" and "Check Pulse". The graticule illumination control Knob is adjacent.
2. The Cavity Tune Control is located at the top left of the panel and comprises a Knob with integral turns-counting dial.
3. The Measure-Speak Switch is located at left centre of the panel.
4. The Pattern Selector Switch with alternative Master and Remote positions is located below the Measure-Speak Switch.
5. The Input Supply Socket is located at bottom centre.

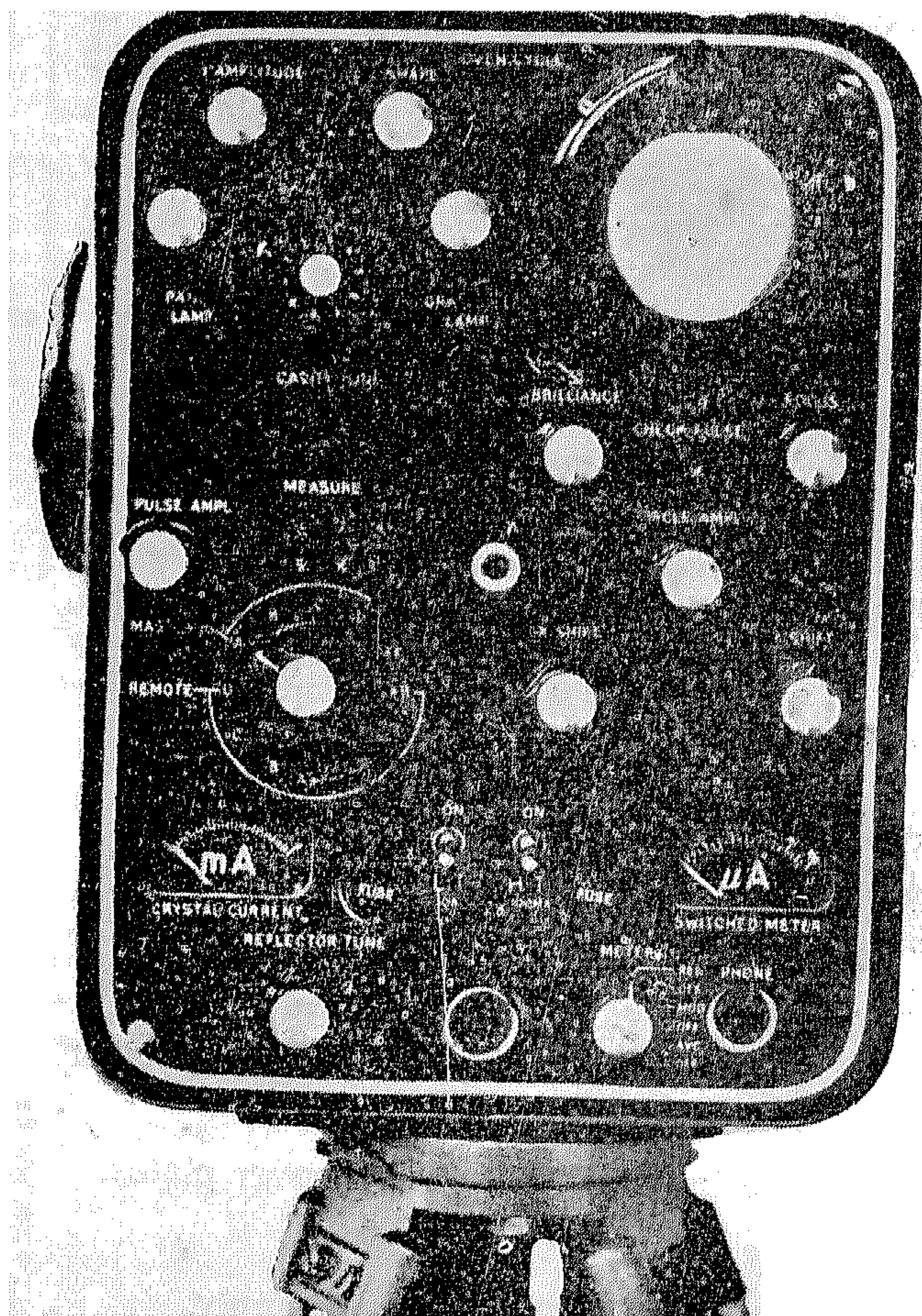


FIG. 9.—*Instrument, showing front panel controls.*

6. The L.T. and H.T. Switches and associated fuses are located at the input socket.
7. The Crystal Current Meter and The Reflector Tune Control are at bottom left of the panel.
8. The Switched Meter and its associated switch control with three "off" positions and "Regulator", "Modulation" and "A.V.C." positions are located at the bottom right of panel.
9. The Headset Jack Socket is at the extreme bottom right.
10. The Oven Cycling Indicator Lamp is at top centre.
11. The Panel Illumination Rheostat is at top left of the panel.

of carrier frequencies, usually 12, to enable the errors due to ground reflections to be eliminated. Transmission and reception take place over the direct path and also over a number of reflection paths. The effect is to produce a resultant signal, the phase of which differs from that of the direct signal by an amount which tends to cancel out if the average of a number of readings on different carrier frequencies is taken. This variation about the correct value is known as the "swing". To get a true reading it is necessary to develop at least one cycle of swing. This sets a limit to the minimum range which may be measured this is of the order of 500 feet for normal instrument elevations.

Major Component Assemblies of the Instrument :

The major component assemblies of the instrument are :

1. The aerial assembly comprising reflector and dipole.
2. The instrument case and cover plates.
3. The front panel.
4. The transistorized power supply.
5. The I.F. unit.
6. The cathode ray tube unit.
7. The oscillator unit.
8. The Klystron unit.

The Aerial Assembly :

In the transit position the reflector provided with the instrument is mounted inside the control panel cover plate. This reflectors has a rectangular aperture but is of true paraboloidal shape. It provides approximately 90 percent of the gain which would be available from a conventional reflector of 17¼ inches diameter. It is suitable for measuring all lines of normal length under normal conditions. When measurements of maximum length are being made it may be found desirable to use the conventional reflector of 17¼ inches diameter which is available as an accessory and

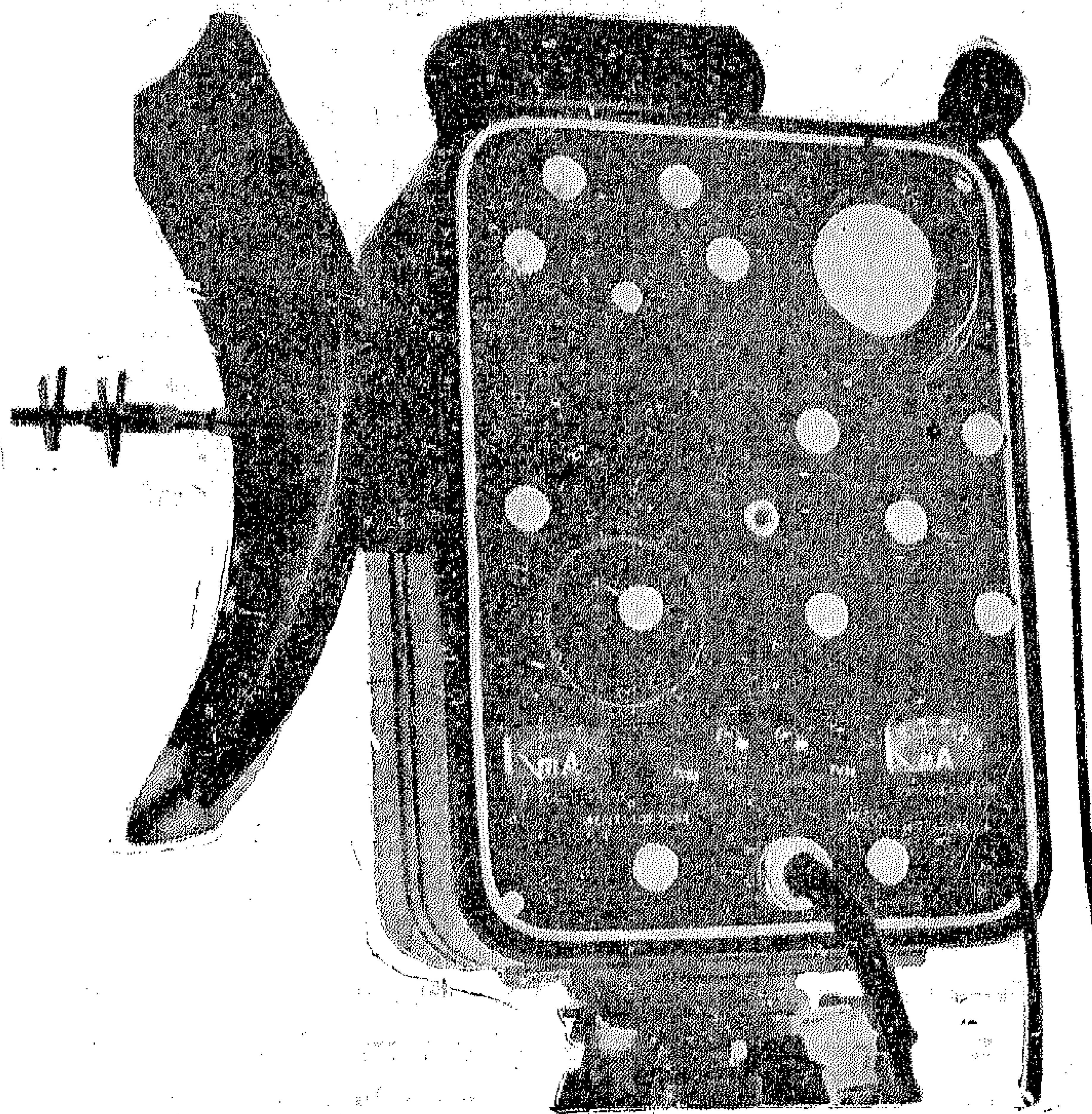


FIG. 8.—*Instrument with reflector and dipole fixed ready for operation.*

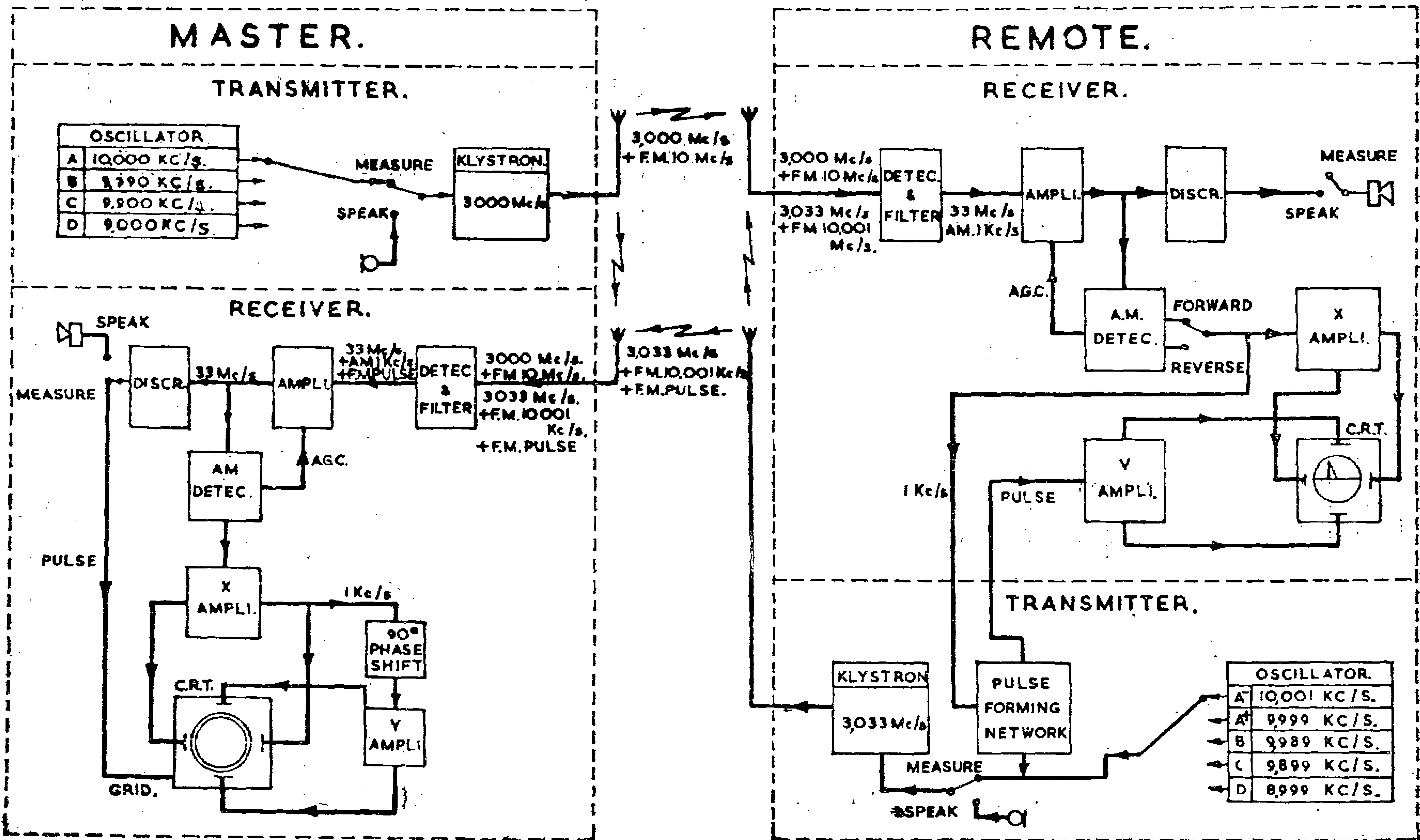
is directly interchangeable with the instrument reflector.

In operation the power output from the klystron is fed via a transmission line and a matching stube to the transmitting dipole. Direct forward transmission is eliminated by a passive dipole element mounted a quarter wavelength from the transmitting dipole. The transmitted power is reflected from the paraboloidal reflector into a beam. In a similar manner the received power excites he receiver dipole. The Transmitter and Receiver dipoles are at right angles to one another, resulting in 90° polarization between the transmitted and received waves.

Instrument Case and Cover Plates :

The intsrument case with cover plates and reflector is made of aluminium and is designed with the object of achieving satisfactory moisture and dust proofing. Its rugged construction does not necessitate, under normal conditions, the use of a separate carrying case, but a convas haversack is provided for back-packing purposes. This

BLOCK DIAGRAM FOR TELLUROMETER SYSTEM OF DISTANCE MEASUREMENT.



Further ambiguities may be resolved by use of a fifth clock but in the Tellurometer this is not used for electronic reasons. Thus, the A clock measures the tens and units of the transit time, the D, C and B clocks enable the hundreds, thousands and tens of thousands of units respectively to be obtained.

Tens of Thousands	Thousands	Hundreds	Tens	Units
A-B	A-C	A-D	A	A

The unit of time used is the millimicrosecond which is a thousandth of a millionth of a second or a billionth of a second.

Conversion of Time to Distance :

Suppose the transit time is 10000 millimicroseconds or ten millionths of a second. As the wave travels approximately 186,000 miles in one second, in ten millionths of a second it travels $\frac{186000}{1000000} \times 10 = 1.86$ miles. As this is the double path distance, the single path distance is 0.93 miles. In other words, the Distance = $\frac{1}{2}$ velocity × transit time.

If the velocity were constant, the clock could be calibrated directly in distance units. However, the velocity varies with refractive index, which in turn varies with temperature and vapour pressure. At both end stations meteorological readings are taken which enable the refractive index and subsequently the velocity to be computed.

$$\text{Actual velocity} = \frac{299792.5}{\text{refractive index}}$$

$$\text{km/sec.} = \frac{0.9835729 \times 10^9}{\text{refractive index}} \text{ ft./sec.}$$

Circuit Technique :

Mention has already been made of the A, B, C and D clocks and their relative speeds of rotation. Actually the A clock consists of a 10 Mc/s signal (or pattern) which is radiated from the Master to the Remote and re-radiated from the Remote to the Master, where the phase or timing of the phase measurement the frequency of the Remote signal is 1 Kc/s lower than that of the Master signal. This reduces the comparison frequency from 10 Mc/s to 1 Kc/s. The phase is measured at the Master on a cathode ray tube, the actual value being represented by the angular position of a break in a circular display on the screen. The Remote pattern is called the +A pattern and has a frequency of 9.999 Mc/s.

To remove zero errors, i.e. the zero phase indication not coinciding with the scale zero, it is arranged that the Remote +A pattern can be switched to −A (10.001 Mc/s). This causes the break to appear on the other side of the scale zero and by taking difference readings it is possible to eliminate zero errors. To remove eccentricity errors (i.e. the centre of the circular display not coinciding with the centre of the graduated scale) the Remote patterns can be switched from Forward to Reverse. The Reverse position is diametrically opposite the Forward position.

Thus by taking readings of A + F, A + R, A − F, A − R it is possible to eliminate presentation errors. These readings are known as the fine readings. The A + F, B, C and D readings are known as the coarse readings.

The A, B, C and D patterns are not radiated directly but are frequency modulated on to a carrier, which is tunable from 2800 to 3200 Mc/s. Fine readings are taken on a number

Integrated A rotations	Integrated C rotations	Fractional A rotations	Fractional C rotations	A-C	100 (A-C)
(a)	(b)	(c)	(d)	(c)-(d)	100×[(c)-(d)]
1.5	1.485	0.5	.485	.015	1.5
101.5	100.485	0.5	.485	.015	1.5

Thus it is necessary to have a fourth clock—the B clock.

B clock :

The B clock rotates at 99.9 percent of the speed of the A clock. It takes up different positions for identical A-C readings until the A and B clocks are in step again, i.e. up to 1000 revolutions of the A clock (999 revolutions of the B clock) or up to 100000 units of time.

e.g. For 1.5 rotations of A clock, C clock does (0.99 × 1.5 = 1.485 rotations.
For 1.5 rotations of A clock, B clock does (0.999 × 1.5) = 1.4975 rotations.
For 101.5 rotations of A clock, C clock does (0.00 × 101.5) = 100.485 rotations.
For 101.5 rotations of A clock, B clock does (0.999 × 101.5) = 101.3985 rotations.

Integ. A rots.	Integ. C. rots	Integ. B. rots.	Fract. A. rots.	Fract. C rots.	Fract. B rots.	A-C	A-B	100×(A-B)
(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)	(d)-(c)	(d)-(f)	1000[(d)-(f)]
1.5	1.485	1.4985	.5	.485	.4985	.015	.0015	1.5
101.5	100.485	101.3985	.5	.485	.3985	.015	.1015	101.5

After 1000 rotations of the A clock, the B clock cannot resolve ambiguities, e.g. the A-B reading is the same for $1\frac{1}{2}$ rotations of A as for $1001\frac{1}{2}$ rotations of A.

Integrated A rotations	Integrated B rotations	Fractional A rotations	Fractional B rotations	A-B	1000 (A-B)
(a)	(b)	(c)	(d)	(c)-(d)	1000 [(c)-(d)]
1.5	1.4985	.5	.4985	.0015	1.5
1001.5	1000.4985	.5	.4985	.0015	1.5

Thus if the observer takes the fractional A and D readings, subtracts the D reading from the A reading and multiplies by 10, he gets the integrated A reading in A rotations or hundreds of units of time.

After 10 rotations of the A clock, the D clock cannot resolve ambiguities, e.g. the A-D reading is the same for 1½ rotations of A as for 11½ rotations of A.

Integrated A rotations	Integrated D rotations	Fractional A rotations	Fractional D rotations	A-D	10 (A-D)
(a)	(b)	(c)	(d)	(c)-(d)	10×[(c)-(d)]
1.5	1.35	0.5	0.35	0.15	1.5
11.5	10.35	0.5	0.35	0.15	1.5

Thus it is necessary to have a third clock— the C clock.

C clock :

The C clock rotates at 99 percent of the speed of the A clock. It takes up different positions for identical A-D readings until the A and C clocks are in step again, i.e. up to 100 revolutions of the A clock (99 revolutions of the C clock) or up to 10000 units of time.

e.g. For 1½ rotations of A clock, D clock does (0.9 × 1.5) = 1.35 rotations.
For 1½ rotations of A clock, C clock does (0.99 × 1.5) = 1.485 rotations.
For 11½ rotations of A clock, D clock does (0.9 ×11.5) =10.35 rotations.
For 11½ rotations of A clock, C clock does (0.99×11.5) =11.385 rotations.

Integ'd A rots.	Integ'd D. rots.	Integ'd C rots.	Fract. A rots.	Fract. D rots	Fract. C rots.	A-D	A-C	100×(A-C)
(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f)	(d)-(e)	(d)-(f)	100×[(d)-(f)]
1.5	1.35	1.485	0.5	0.35	.485	0.15	.015	1.5
11.5	10.35	11.385	0.5	0.35	.385	0.15	.115	11.5

Thus if the observer takes the fractional A and C readings, subtracts the C reading from the A reading, he gets the A reading in tens of A rotations or thousands of units of time.

After 100 rotations of the A clock, the C clock cannot resolve ambiguities, e.g. the A-C reading is the same for 1½ rotations of A as for 101½ rotations of A.

observer follows and reads all fine A readings on each step. The other patterns are not read again as the coarse pattern differences remain sufficiently constant regardless of the carrier frequency. This procedure is roughly analogous to taking a series of circle readings on a theodolite, and the number of readings taken will be determined by the nature of the work. The readings are relatively coarse and cannot be compared in this respect with theodolite readings. The necessity for repetitive reading does not arise out of the need to increase the reading accuracy, although some slight advantage is gained in this respect. For certain mapping and photogrammetric work a simple set of readings on a single carrier frequency might be sufficient in most cases. For the most exacting geodetic work any number of sets of readings may be taken. At this stage a full description of the operational procedure might be given to illustrate the previous discussion.

SIMPLIFIED THEORY OF MEASUREMENT

The following is a simplified theory of measurement and will enable operators readily to comprehend the broad basis upon which the Tellurometer operators :

Time measurement :

The Tellurometer measures the time taken for a measuring radio wave to travel from one station (the Master) to the other (the Remote) and back to the first (the Master). It is thus fundamentally a stop-watch time—measuring device. Actually it consists of four clocks, namely the A, B, C, and D clocks.

A Clock :

The A clock completes one rotation in 100 units of time. As the observer can only read the fractional and not the integrated rotations it is, therefore, ambiguous to one rotation or 100 units, e.g. it is impossible to differentiate between 1½ and 2½ rotations. Compare this with the case of a household clock with the hour hand missing—it is impossible to tell the difference between a quarter past three and a quarter past four. Thus it is necessary to have a second clock—the D clock.

D Clock :

The D clock rotates at 90 per cent of the speed of the A clock. It takes up different positions for identical positions of the A clock until the A and D clocks are in step again i.e. up to 10 revolutions of the A clock (9 revolutions of the D clock) or up to 1000 units of time e.g.

For 1½ rotations of A clock, D clock does $(0.9 \times 1.5) = 1.35$ rotations
For 2½ rotations of A clock, D clock does $(0.9 \times 2.5) = 2.25$ rotations
For 3½ rotations of A clock, D clock does $(0.9 \times 3.5) = 3.15$ rotations
The observer, of course, can only read the fractional rotations.

Integrated A rotations	Integrated D rotations	Fractional A rotations	Fractional D rotations	A-D	10 (A-D)
(a)	(b)	(c)	(d)	(c)-(d)	10×[(c)-(d)]
1.5	1.35	0.5	0.35	0.15	1.5
2.5	2.25	0.5	0.25	0.25	2.5
3.5	3.15	0.5	0.15	0.35	3.5

in the same sense and is read in the same manner, the reversal being in the fundamental physical process, not the indicating circuits. The same 10 Mc/sec crystal is retained at the Master station, the operation being controlled by the Remote operator only who has both +A and −A crystals incorporated in his unit. A source of error occurs if the circle centres does not coincide with the graticule centre so, in addition to the above, a simple reversal of phase by 180° provides reverse indications on both the +A and −A readings which means that the circle instead of commencing at the point marked "0" on the scale, commences at "50". The + A *and* − A *change direction about this* point. Thus we obtain four readings A+F, A+R, A−F and A−R and, by averaging, any centring error in the display is eliminated. This function is also under the control of the Remote operator only, the Master observer retaining the 10 Mc/sec pattern as before.

These four "fine" A readings, as they are referred to, are somewhat analogous to theodolite readings, the +A and −A readings being equivalent to the two readings on the distant stations, the circle setting being unimportant, as a difference is taken. The reverse +A and −A readings are then similar to "circle left" and "circle right" readings, i.e. plus or minus 50 divisions on the scale.

Further readings equivalent to different circle setting could be taken but this is found to be unnecessary, as sufficient scale accuracy is achieved by simply eliminating centring and zero errors.

A more important source of error arises from propagation effects, due to stray reflections from objects in the microwave beam, and of course from the ground itself, as the beam being relatively wide, i.e. about 10° ,cannot be elevated free of the ground.

These errors are in the majority of cases almost negligible, as most ground surfaces diffuse the ground reflection sufficiently to leave only the direct ray. However, occasionally ground surfaces are encountered which reflect quite effectively and, in general, water surfaces will give pronounced surface effects. If, however, the indirect ray path is not very different in length from the direct, little or no ground error will arise regardless of the reflecting properties of the surface. On paths of the order of 20 miles length, little error is involved if the ground clearance of the ray path is less than about 200 ft. These ground reflection effects cause the readings to deviate from the true reading by an amount which is a function of the excess length of the indirect ray, the strength of the ground reflection and, most important, the *relative phase of the microwave carrier over* the two paths. The error will in either sense be dependent on the relative phase of the carriers and will assume all values around the true value as the carrier phase is changed. This effect has been analysed in some detail and, although no attempt will be made here to present this analysis, the theoretical treatment and practical tests confirm this swing about the true reading.

The errors involved in most ground conditions are unobservable or so small as to be absorbed in incidental errors. However, as a matter of routine, all measurements are made on a series of carrier frequencies spaced perhaps 10 Mc/sec apart, the difference in the ray paths causing the indirect carrier to assume all values of phase relative to the direct ray. If the ray paths are very different a number of cycles of swing will be developed and, if the ground is highly reflective, the swing will reach a maximum which cannot exceed about 4 feet in the worst case. As the ray paths become more equal, only a fraction of a cycle may be developed but in this condition the amplitude of the swing will be small even if the ground is highly reflective; perhaps a small fraction of a foot and inseparable from incidental errors.

In practice a series of perhaps ten or twelve readings are taken on successive carrier frequencies. The Remote operator controls the progressive steps of carrier shift, the Master

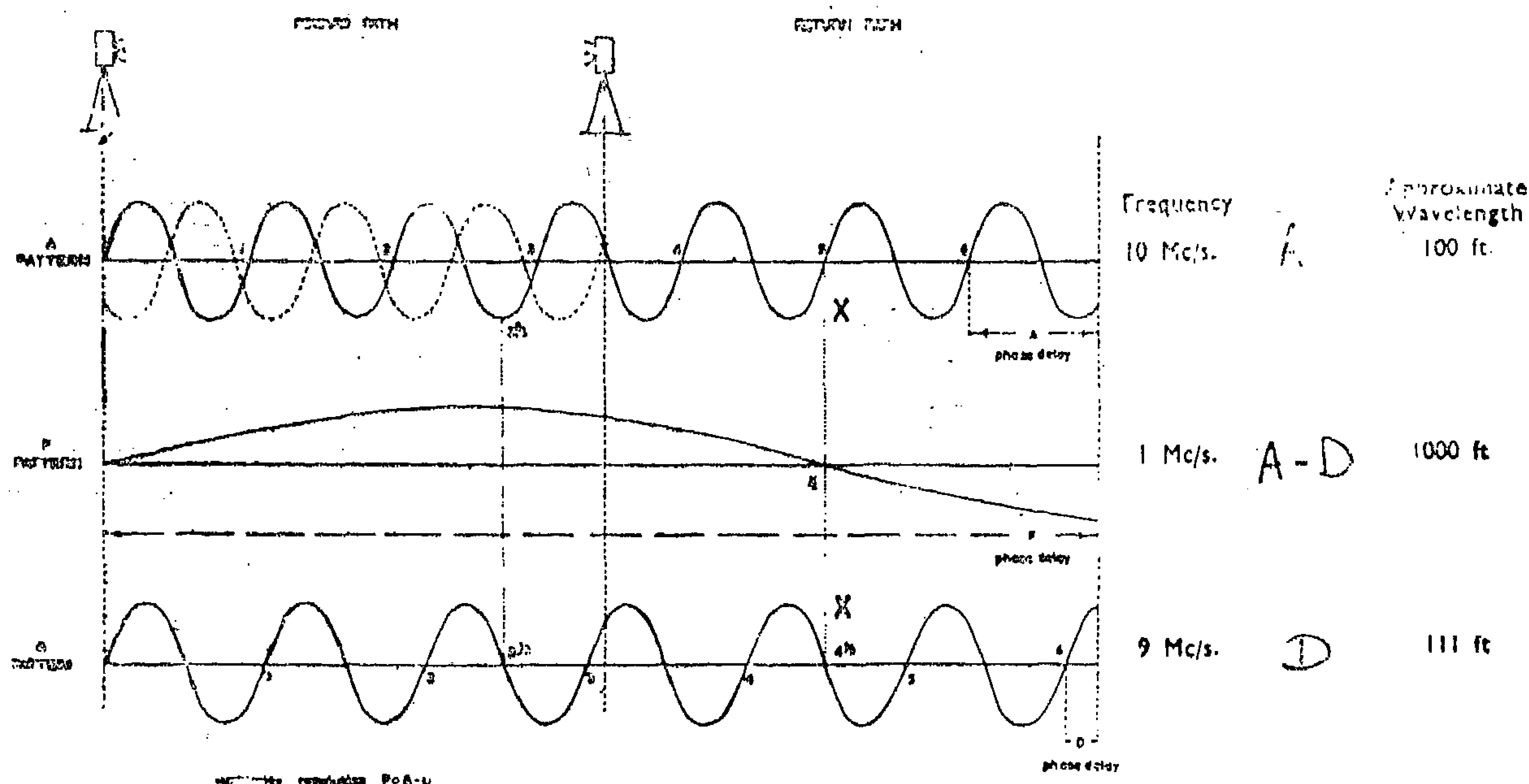


Diagram illustrating the method of resolving ambiguities in phase measurement.

FIG. 6

The difference between the A pattern reading and the B, C and D readings respectively (Fig. 5) give phase readings relative to the difference frequency of the modulations and thus coarse patterns, as follows, are derived from which the preceding figures are determined:

A minus B	10 Kc/sec	pattern	50 000 feet
A minus C	100 Kc/sec	pattern	5 000 feet
A minus D	1000 Kc/sec	pattern	500 feet
A itself	10 Mc/sec	pattern	50 feet

For lines of length longer than 50,000 feet the first figure must be provided from a rough knowledge of the length of the line. A further pattern frequency could resolve this but is regarded as unnecessary.

Other arrangements of frequencies are of course possible, the previous series being chosen first because they are close together, the modulating circuits being identical, and secondly, because the differences are all with respect to the A frequency, which by necessity has to be accurately set. All the frequencies are provided from quartz crystals, the A crystal being accurately set by reference to some standard preferably the 10 Mc/sec standard signals radiated by the Bureau of Standards in Washington. The other crystals may be set to a lower order of accuracy. A temperature against frequency calibration of the A crystal is used for the most accurate work.

It will be noted that the coarse patterns being difference readings are free of zero errors due to say a maladjusted scale, minor phase defects, systematic reading errors, etc. The A reading itself, which is the most important in determining the time, is, however subject to these defects. To overcome this and make all readings differences, a so called negative A reading is provided. This may be treated for all computing purposes as arising from a pattern frequency of minus 10 Mc/sec. This is to say, the reading when subtracted from the + A reading gives a 20 Mc/sec pattern free of all internal instrumental error, personal error, etc. The −A reading rotates backwards relative to the clockwise increase of the positive patterns as the instruments are moved further apart. The display is still

For the purpose of this discussion, however, it should be stated that this re-radiation is in effect more or less instantaneous, no time delay in the Remote circuits contributing sensibly to the path length, the measurement thus taking place to the focus of the parabola.

The return wave as received back at the Master station is compared with the transmitted wave, the instrument indicating the phase shift between the outgoing and incoming modulation. Here again the comparison refers to the waves at the focus of the mirror.

With a pattern frequency of 10 Mc/sec a complete rotation of the phase indication represents a change of 1/10 of a microsecond or 100 millimicroseconds in the transit time over the double path. Each minor scale division thus represents one millimicrosecond and is equivalent to just under 6 inches, a complete rotation of phase being equal to approximately 50 feet.

The 10 Mc/sec pattern or A pattern phase as it is usually referred to, thus indicates the final two figures in the transit time in milli-

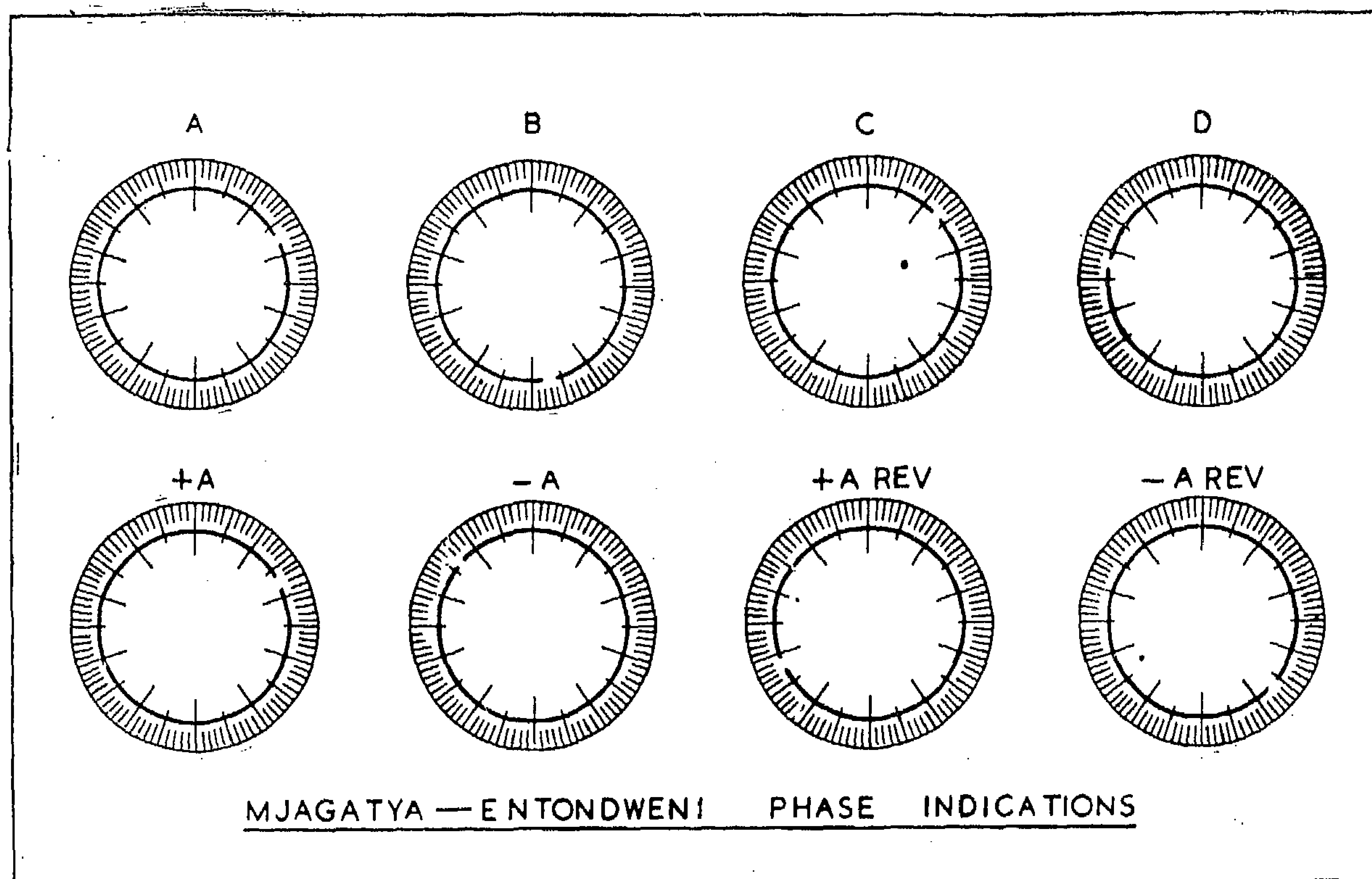


Fig. 5 Diagrams of the actual phase indications on the line Mjagatya to Entondweni, showing the coarse readings and a single set of fine A readings. The scale is taken as 00 at the top and read in a clockwise sense. For example, the A indication reads 10½.

The phase is indicated on an oscilloscope in the form of a circular sweep or trace in which a small break marks the phase against a circular scale (Fig. 5).

A decimal scale with 10 major and 100 minor divisions is used, the leading edge of the break in a clockwise sense being read usually to the nearest minor division or at short ranges to perhaps half or even quarter of a division.

microseconds, the preceding figures or whole number of A pattern rotations being unknown. There are resolved by providing three further patterns. The pattern frequencies are:

A pattern	10 000 Mc/sec
B pattern	9 990 Mc/sec
C pattern	9 900 Mc/sec
D pattern	9 000 Mc/sec

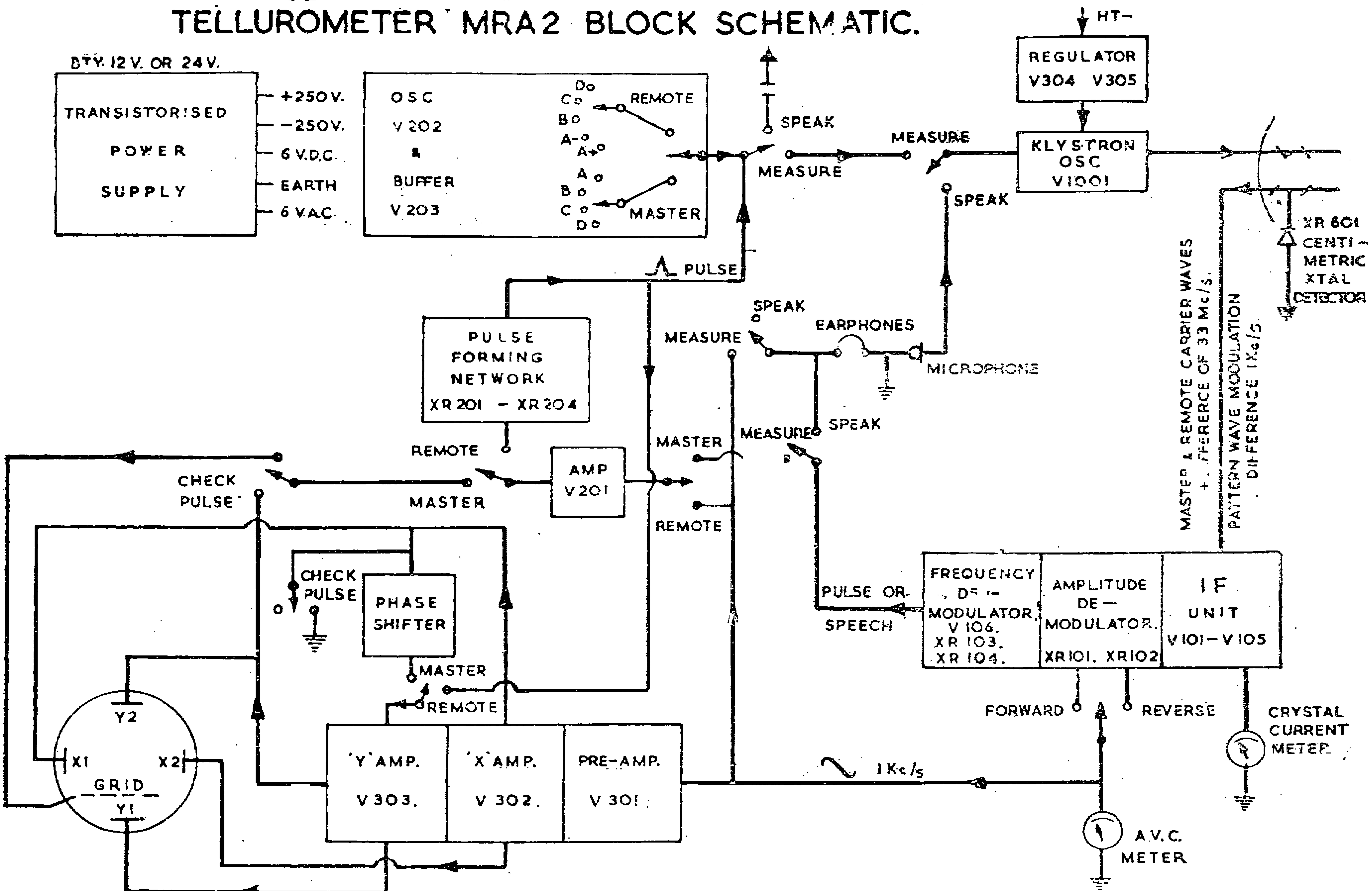

TELLUROMETER MRA2 BLOCK SCHEMATIC.
BTY. 12 V. OR 24 V.
TRANSISTORISED
POWER
SUPPLY
+250V.
−250V.
6 V.D.C.
EARTH
6 V.A.C.
OSC
V 202
&
BUFFER
V 203
REMOTE
MASTER
A
B
C
D
SPEAK
MEASURE
HT−
REGULATOR
V304 V305
KLYSTRON
OSC
V1001
XR 601
CENTI-
METRIC
XTAL
DETECTOR
PULSE
PULSE
FORMING
NETWORK
XR 201 − XR 204
AMP
V201
EARPHONES
MICROPHONE
MASTER & REMOTE CARRIER WAVES
PATTERN WAVE MODULATION
FREQUENCY
MODULATOR
V 106.
XR 103.
XR 104.
AMPLITUDE
DE−
MODULATOR.
XR101. XR102
IF
UNIT
V101 − V105
PULSE OR
SPEECH
FORWARD
REVERSE
CRYSTAL
CURRENT
A.V.C.
METER
1Kc/s
CHECK
PULSE
PHASE
SHIFTER
'Y' AMP.
V 303.
'X' AMP.
V 302.
PRE-AMP.
V 301
Y2
X1
X2
GRID
Y1

FIG 4

ing approximately 16 pounds with internal lightweight accumulator is required and is placed on the ground under the instrument.

Alternatively a standard accumulator may be connected externally. The power consumptions is about 8 ampers at 6 volts.

An aneroid barometer and whirling hygrometer for determining the meteorological conditions complete the equipment required at each station. This equipment, suitably packed and strapped, has been carried by one man on climbs of up to 1000 feet.

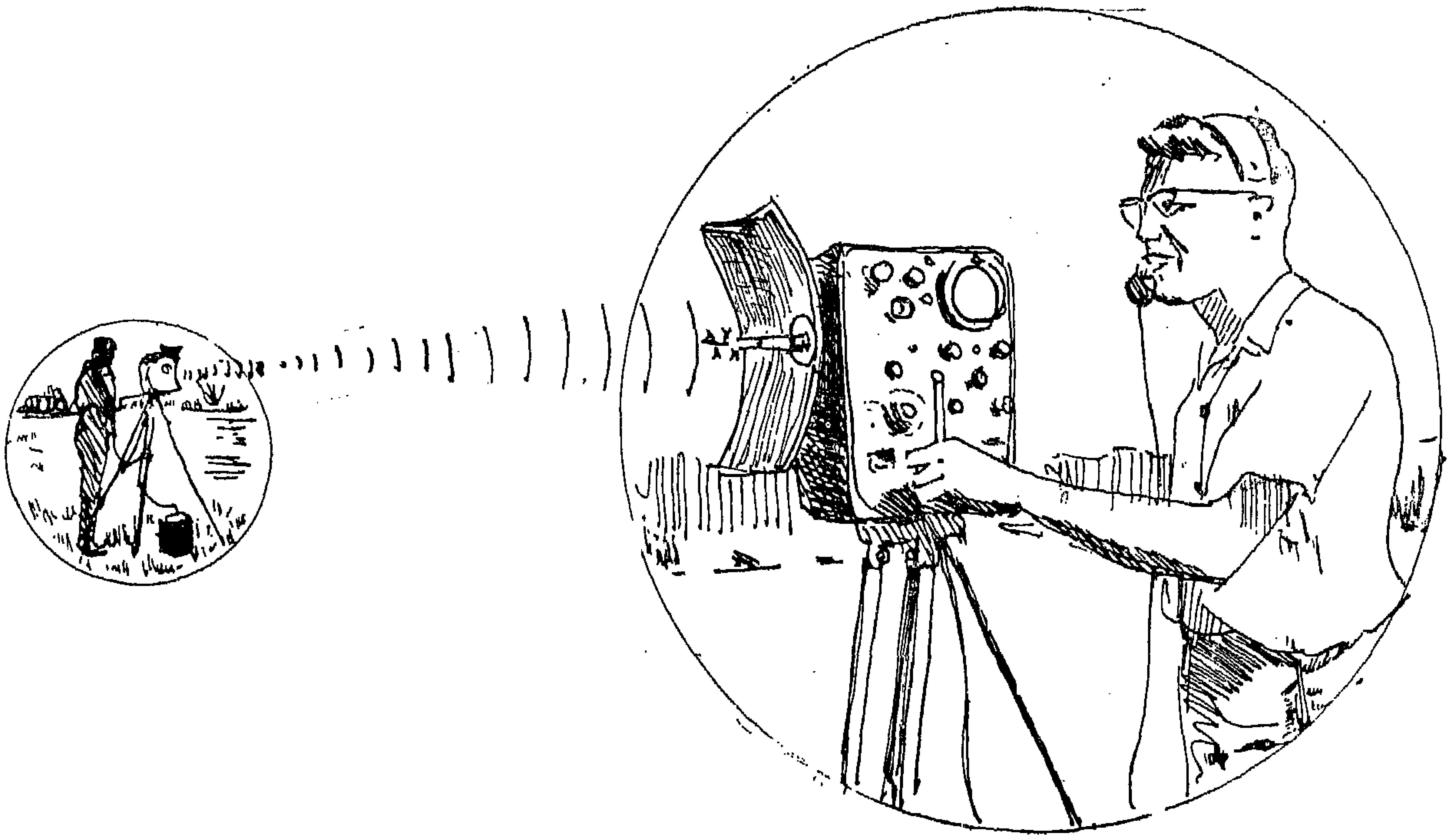


FIG. 2

DESCRIPTION OF MEASUREMENT TECHNIQUE

A continuous radio wave of 10 centimeters wavelength (3000 Mc/sec) is radiated from the Master aerial system. This is modulated by what may be referred to as the pattern frequency, which is 10 Mc/sec and other frequencies of similar order as explained later. This modulated wave is received at the Remote station aerial and in effect re-radiated from the transmitting system of the latter station, Fig. 3. The precise electrical method by which this is accomplished cannot be described in a paper of this nature. The re-radiated wave is, however, a similar wave of more complex modulation which effectively re-transmits the pattern frequency modulation.

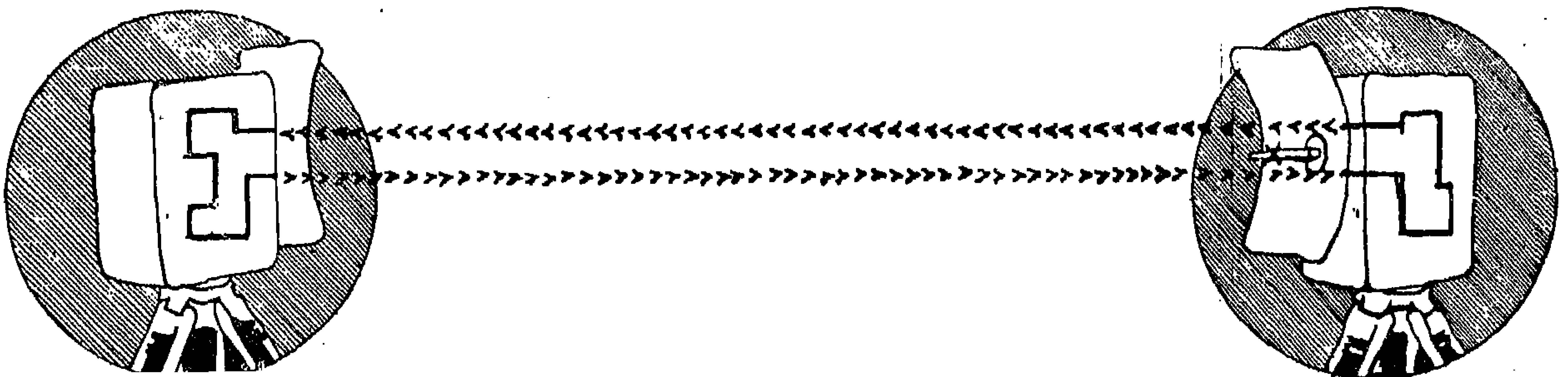


FIG. 3

geodetic distances. It operates on radio microwaves of 10 cm. wavelength. The use of such waves enables adequate sensitivity to be obtained easily, there are no dispersion effects and visibility is of no account, although in general line of sight conditions are required. Observations can be satisfactorily made through haze, mist and smoke, and perhaps even light rain but heavy rain might interfere with accuracy. Natural sources of interference on these wavelengths are negligible and interference from other services should be rare as some beaming is always employed at these frequencies and this part of the radio spectrum is relatively uncongested.

The instrument measures slope distance. This may be reduced to the horizontal with adequate accuracy by means of barometric height differences, except perhaps in the case of rather short lines of extreme slope. Reductions to sea level require rather higher accuracy than can be obtained directly from barometric readings, depending of course upon the nature of the work and in general, it is necessary to have absolute height data available for some control point at least.

An objection to the use of radio waves for these purposes, namely, that of the relatively wide beams introducing errors due to stray reflections, is largely overcome by the use of microwaves which are effectively scattered by most ground surfaces, and such residual effects as are present are eliminated by the measurement technique.

A further objection, that the velocity of radio waves in air is more influenced by humidity than high waves, is found to be of less consequence than might be though, and meteorological limitations are probably mainly due to temperature uncertainties, which affect both light and radio waves to much the same extent.

The instrumental technique which has been developed gives the required degree of accuracy, with the minimum of complexity. The instruments are light, small and fully portable. On account of this they may be used for many purposes in addition to the primary purpose of geodetic survey, whether the full accuracy of the instrument is needed or not, or where the acceptable errors at very much shorter distances are within the instrumental accuracy. It is the purpose of this paper to describe the instrument in its operational aspects with the minimum of electronic detail, and to report the results of fairly extensive tests of its accuracy which have been made to date. Triangulated and trilateral measurements of the same trigonometric figures are compared.

THE PHYSICAL DESCRIPTION OF THE INSTRUMENT

The measurements are made between two instruments referred to as the Master and Remote stations respectively, Fig. 2. The observations are made at the Master station, whilst the Remote station is manned by an operator whose function is to perform the various switching operations on instruction from the Master observer. A duplex telephone is provided as an integral part of the system using the same channel and circuits as are used for the measurements.

Both instruments are of similar external physical appearance and are mounted on a tripod or upon a trigonometrical beacon so that their electrical centre corresponds with the centre of the tripod or beacon. The aerial system in each case is a parabolic mirror of 18 inches aperture at the focus of which the transmitting and receiving dipoles are situated. The measurement takes place to the focus via the mirror surface and the instrument is therefore mounted with its centre in the directrix plane of the parabola. This is also approximately the centre of gravity of the instrument. The instrument and aerial system form an integral unit which in the experimental equipment weighed about 16 pounds. A power supply unit also weigh-

PRECISE DISTANCE DETERMINATION WITH THE MICRO-DISTANCER TELLUROMETER

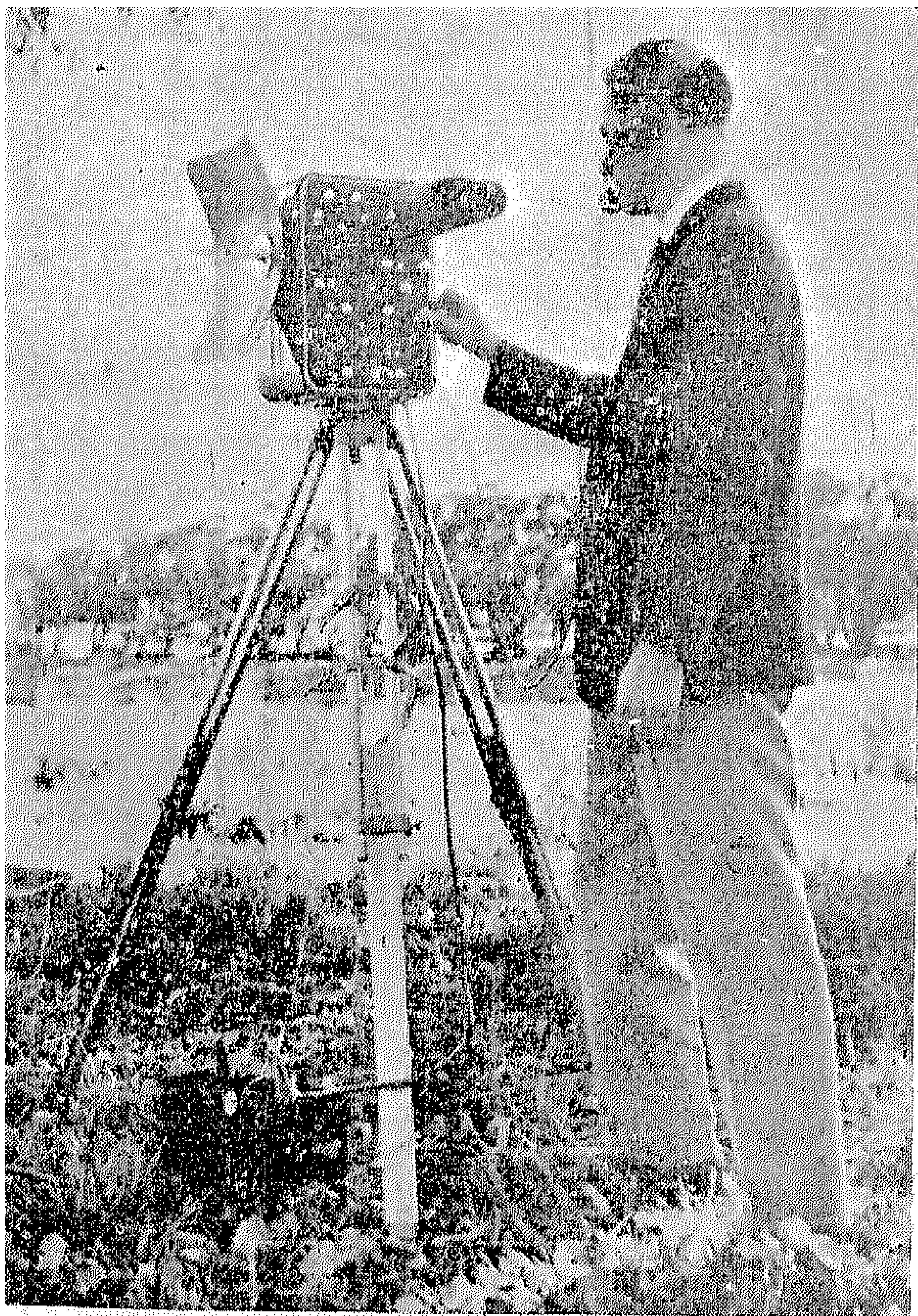
By

Dr. MOSTAFA IMAM SHABAN
Assistant Professor of Surveying and Photogrammetry
Faculty of Engineering, Ain Shams University.

INTRODUCTION

The principle of using the transit time of electromagnetic waves for measuring distance for survey purposes is becoming fairly familiar to surveyors.

The tellurometer system of distance measurement (Fig. 1) has been designed primarily to meet the requirement for an instrument of geodetic accuracy over useful



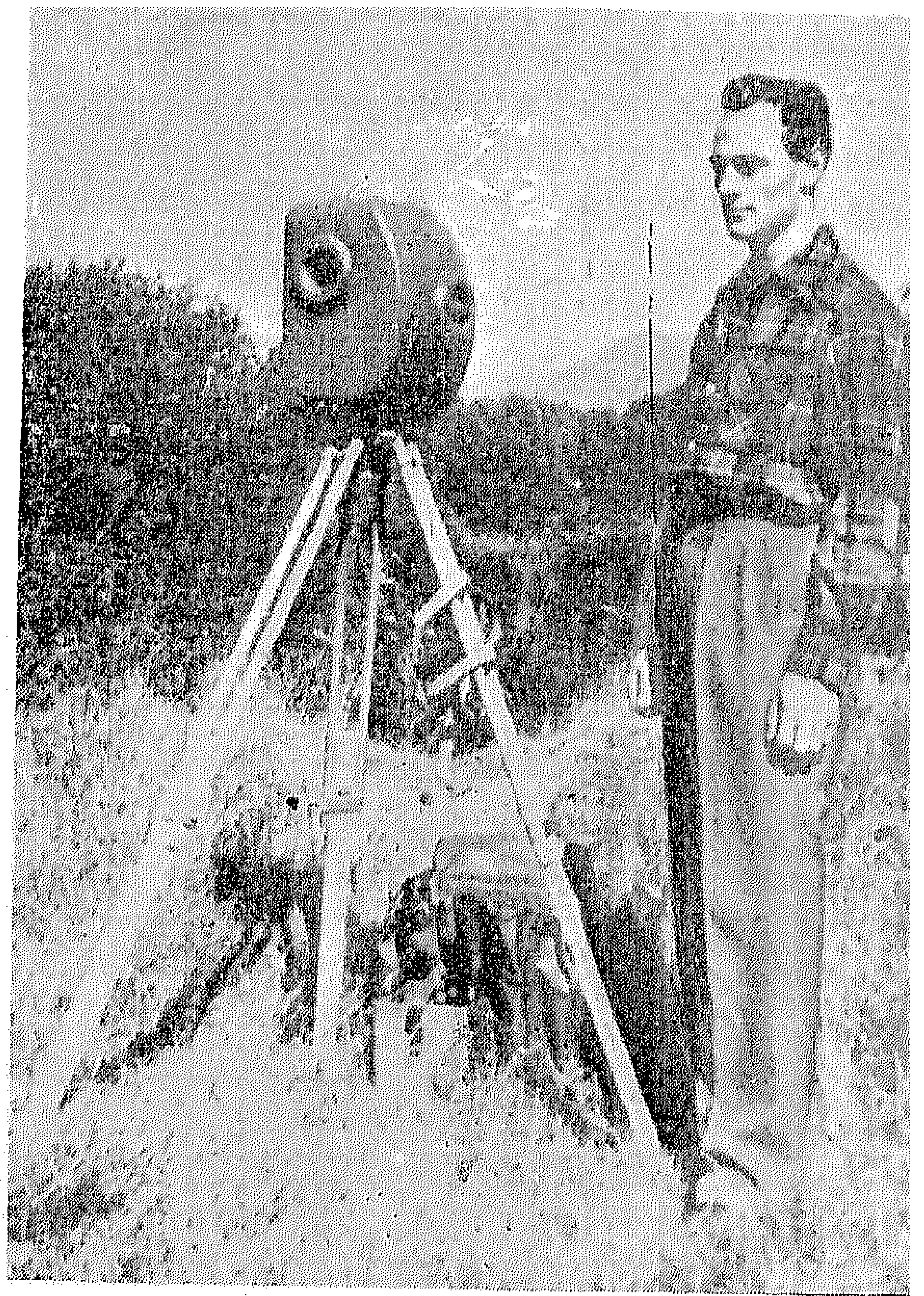


FIG. 1

conditions. The results obtained are well within required engineering accuracy.

Fig. (2) shows the values of k for the four cases considered for various values of a/b and m. The relative buckling strength of similar plates with various unloaded edge conditions may readily be considered by inspecting Fig. (2).

The iterative method has proved definitely more simple than the equation method for calculating the numerical values of k. The use of a single calculating machine is recommended. The method may be applied successfully for solving other stability problems.

APPENDIX

Choice of an assumed deflected form

It is assumed that the deflected form of the plate in the y-direction is identical to that of a uniformly loaded beam with similar end conditions as the unloaded edges of the plate. This yields a polynomial expression with the maximum deflection occurring at the true position of maximum deflection. This latter point has been found to be of the greatest importance. In all cases considered the assumption has proved highly satisfactory, one approximation being sufficient to give the required degree of accuracy.

REFERENCES

1. TIMOSHENKO, S. P. and J. M. GERE, "Theory of Elastic Stability", 2nd edition, McGraw-Hill Book Co., Inc., 1961.
2. BLEICH, F., "Buckling Strength of Metal Structures", 1st. edition, McGraw-Hill Book Co., Inc., 1952.

The first approximation to the deflected form of the plate in the y-direction is assumed to be given by

$$Y_1 = \Omega \left(\frac{y^4}{24} + \frac{b^2 y^2}{4} - \frac{b y^3}{6} \right) \qquad (27)$$

where Ω is a constant.

Substituting in equation (7), Y_2 may be obtained by successive integration for the given boundary conditions. The maximum deflection occurs at y = b. This gives

$$(Y_1)_{max} = \tfrac{1}{8}\, \Omega\, b^4$$

$$(Y_2)_{max} = \frac{1}{72} A\, \Omega\, b^6 - \frac{1}{1920} B\, \Omega\, b^8 + \tfrac{1}{6} R\, b^3 + \tfrac{1}{2} S\, b^2$$

Due to the bulkiness of symbolic computation it is convenient to evaluate the constants of integration R and S for particular values of a/b.

The first approximation to the critical load is obtained by equating $(Y_1)_{max}$ to $(Y_2)_{max}$ from which values of k may be calculated.

Values of k calculated by the iterative method and the corresponding values given by Timoshenko (1), using the equation method, for m = 1 are given in Table (4). A maximum difference of 2.94% in the values of k at a/b = 1 is within engineering accuracy. Further correction by a second approximation is unnecessary.

Conclusions

The iterative method presented offers a simple and direct method for obtaining the buckling load of uniformly compressed rectangular thin plates with various edge

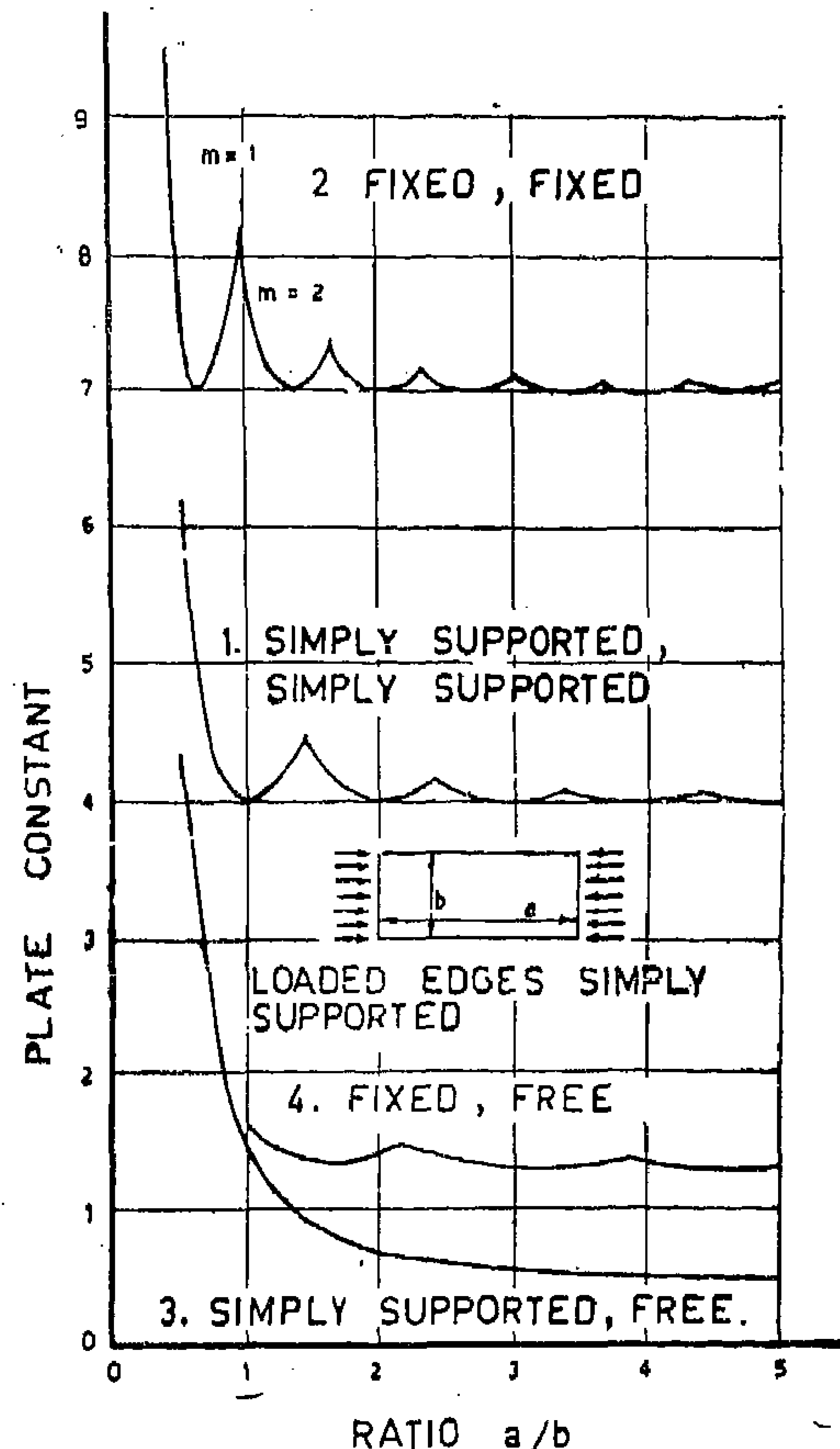


FIG. 2 – VALUES OF K DETERMINED BY THE ITERATIVE METHOD FOR VARIOUS UNLOADED EDGE CONDITIONS.

TABLE (4)

Value of k for case 4 determined by the iterative method and by the equation method

k \ a/b	1	1.2	1.4	1.6	1.8	2	2.2
Iterative method	1.65	1.44	1.35	1.32	1.34	1.39	1.46
Equation method	1.70	1.47	1.36	1.33	1.34	1.38	1.45

TABLE (3)

Values of k for case 3 determined by the iterative method and by the equation method

k \ a/b	0.5	1	1.4	2	2.5	3	4	5
Iterative method	4.394	1.415	0.938	0.689	0.604	0.558	0.513	0.493
Equation method	4.40	1.440	0.952	0.698	0.610	0.564	0.516	0.506

The boundary conditions (18) and (19) in terms of Y, and for $\sigma = 0.25$, are

$$\left.\begin{aligned} Y &= 0 \\ \frac{d^2 Y}{d y^2} &= 0 \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y = 0 \quad (20)$$

$$\left.\begin{aligned} \frac{d^2 Y}{d y^2} - 2.4673969 \frac{m^2}{a^2} Y &= 0 \\ \frac{d^3 Y}{d y^3} - 17.271778 \frac{m^2}{a^2} \frac{d Y}{d y} &= 0 \end{aligned}\right\} \text{for } y = b \quad (21)$$

The first approximation to the deflected form of the plate in the y-direction is assumed to be given by

$$Y_1 = \Omega y \qquad (22)$$

where Ω is a constant.

Substituting in equation (7), Y_2 may be obtained by successive integration for the given boundary conditions. The maximum deflection occurs at y = b. This gives

$$(Y_1)_{max.} = \Omega b$$

$$(Y_2)_{max.} = -\frac{1}{120} B \Omega b^5 + \tfrac{1}{6} R b^3 + T b$$

Due to the bulkiness of symbolic computation it is convenient to evaluate the constants of integration R and T for particular numerical values of a/b.

The first approximation to the critical load is obtained by equating $(Y_1)_{max.}$ to $(Y_2)_{max}$ from which values of k may be calculated.

Values of k calculated by the iterative method and the corresponding values given by Timoshenko (1), using the equation method, for m = 1 are given in Table (3). A maximum difference of 1.74 % in the values of k at a/b = 1 is well within engineering accuracy. Further correction by a second approximation is unnecessary.

Case 4: The side y = o is fixed; the side y = b is free:

The boundary conditions to be satisfied are

$$\left.\begin{aligned} w &= 0 \\ \frac{\partial w}{\partial y} &= 0 \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y = 0 \quad (23)$$

and

$$\left.\begin{aligned} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \sigma \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} &= 0 \\ \frac{\partial^3 w}{\partial y^3} + (2-\sigma) \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial y} &= 0 \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y = b \quad (24)$$

The boundary conditions (23) and (24) in terms of Y, and for $\sigma = 0.25$, are

$$\left.\begin{aligned} Y &= 0 \\ \frac{dY}{dy} &= 0 \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y = 0 \quad (25)$$

$$\left.\begin{aligned} \frac{d^2 Y}{d y^2} - 2.4673969 \frac{m^2}{a^2} Y &= 0 \\ \frac{d^3 Y}{d y^3} - 17.271778 \frac{m^2}{a^2} \frac{dY}{dy} &= 0 \end{aligned}\right\} \text{for } y = b \quad (26)$$

Case 2 : The side y = o is fixed ; the side y = b′ is fixed :

The boundary conditions to be satisfied are

$$\left.\begin{aligned} w &= o \\ \frac{\delta w}{\delta x} &= o \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y=0 \text{ and } y=b \quad (14)$$

The boundary conditions (14) in terms of Y are

$$\left.\begin{aligned} Y &= o \\ \frac{dY}{dy} &= o \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y = o \text{ and } y = b \quad (15)$$

The first approximation to the deflected form of the plate in the y-direction is assumed to be given by

$$Y_1 = \Omega \left(\frac{y^4}{24} - \frac{b\,y^3}{12} + \frac{b^2 y^2}{24} \right)$$

where Ω is a constant.

Proceeding, as in case 1, by substituting in the right hand side of equation (7), Y_2 the second approximation of Y_1 is obtained by successive integration.

For the given boundary conditions the maximum deflection occurs at y=0.5 b. This gives

$$(Y_1)_{max.} = 2604.1666 \times 10^{-6}\ \Omega\ b^4$$
$$(Y_2)_{max.} = -65.104167 \times 10^{-6}\ A\ \Omega\ b^6 - 5.263784 \times 10^{-6}\ B\ \Omega\ b^8$$

The first approximation to the critical load is obtained by equating $(Y_1)_{max.}$ to $(Y_2)_{max.}$. This gives

$$2604.1666 = -65.104167 \left(\frac{2\,m^2\pi^2}{a^2}\right) b^2 - 5.2638784 \left(\frac{m^4\pi^4}{a^4} - k\,\frac{\pi^2}{b^2}\,\frac{m^2\pi^2}{a^2}\right) b^4 \quad (17)$$

Values of k calculated by the iterative method and the corresponding values given by Timoshenko (1), using the equation method, for m = 1 are given in Table (2). A maximum difference of 1.37% in the values of k at a/b = 0.4 is well within engineering accuracy. Further correction by a second approximation is unnecessary.

Case 3 : The side y=o is simply supported; the side y = b is free :

The boundary conditions to be satisfied are

$$\left.\begin{aligned} w &= o \\ \frac{\delta^2 w}{\delta y^2} + \sigma \frac{\delta^2 w}{\delta x^2} &= o \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y = o \quad (18)$$

and

$$\left.\begin{aligned} \frac{\delta^2 w}{\delta y^2} + \sigma \frac{\delta^2 w}{\delta x^2} &= o \\ \frac{\delta^3 w}{\delta y^3} + (2-\sigma) \frac{\delta^3 w}{\delta x^2 \delta y} &= o \end{aligned}\right\} \quad \text{for } y = b \quad (19)$$

TABLE (2)

Values of k for case 2 determined by the iterative method and by the equation method.

a/b \ k	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1
Iterative method	9.57	7.78	7.11	7.04	7.32	7.86	8.59 (m=1) 7.78 (m=2)
Equation method	9.44	7.69	7.05	7.00	7.29	7.83	7.69 (m=2)

Using this form of Y and the boundary conditions (10), the constants of integration are found.

$$R = 0.041666666 \; A \; \Omega \; b^3 + 0.0041666666 \; B \; \Omega \; b^5$$

$$S = 0$$

$$T = - 0.0041666666 \; A \; \Omega \; b^5 - 0.00042162698 \; B \; \Omega \; b^7$$

$$V = 0$$

For the given boundary conditions the maximum deflection occurs at $y = 0.5$ b. This gives

$$(Y_1)_{max.} = 13020.833 \times 10^{-6} \; \Omega \; b^4$$

$$(Y_2)_{max} = - 1323.7847 \times 10^{-6} \; A \; \Omega \; b^6 - 134.18046 \times 10^{-6} \; B \; \Omega \; b^8$$

The first approximation to the critical load is obtained by equating $(Y_1)_{max.}$ to $(Y_2)_{max.}$

Noting that

$$A = \frac{2 \, m^2 \pi^2}{a^2}$$

and $$B = \left(\frac{m^4 \; \pi^4}{a^4} - k \frac{\pi^2}{b^2} \frac{m^2 \pi^2}{a^2} \right)$$

where $$(N_x)_{cr} = k \frac{\pi^2 \, D}{b^2}$$

This gives

$$13020.833 = 1323.7847 \left(\frac{2 \, m^2 \pi^2}{a^2} \right) b^2$$

$$- 134.18046 \left(\frac{m^4 \; \pi^4}{a^4} - k \frac{\pi^2}{b^2} \frac{m^2 \pi^2}{a^2} \right) b^4 \quad (13)$$

From (13) it is seen that the factor k depends on the magnitude of the ratio a/b and also on the number m, which gives the number of half waves into which the plate buckles.

Values of k calculated by the iterative method and the corresponding values given by Timoshenko (1), using the energy method, for $m = 1$ are given in Table (1). It is evident that further correction by a second approximation is unecessary.

TABLE (1)

Values of k for case 1 determined by the iterative method and by the energy method.

k \ a/b	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
Iterative method	27.04	13.20	8.41	6.25	5.14	4.53	4.2
Energy method	27.0	13.2	8.41	6.25	5.14	4.53	4.20
k \ a/b	**0.9**	**1**	**1.1**	**1.2**	**1.3**	**1.4**	
Iterative method	4.04	4	4.03	4.13	4.28	4.46	
Energy method	4.04	4.00	4.04	4.13	4.28	4.47	

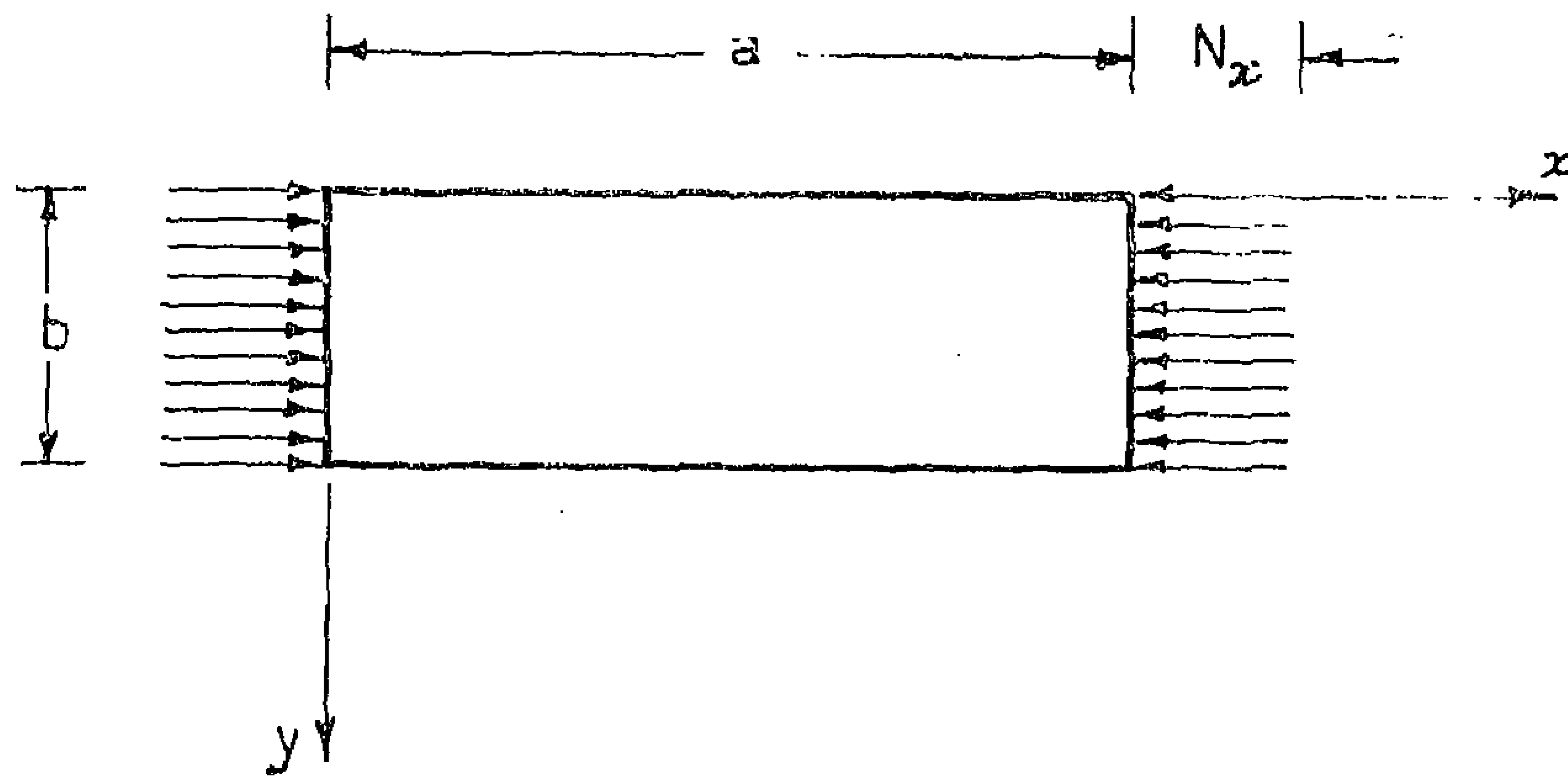


FIG. 1. UNIFORMLY COMPRESSED RECTANGULAR PLATE.

Case 1 : The side y = o is simply supported; the side y = b is simply supported :

The boundary conditions to be satisfied are

$$\left.\begin{aligned} w &= o \\ \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \sigma \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} &= o \end{aligned}\right\} \text{for } y = o \text{ and } y = b \quad (9)$$

The boundary conditions (9) in terms of Y are

$$\left.\begin{aligned} Y &= o \\ \frac{d^2 Y}{d y^2} &= o \end{aligned}\right\} \text{for } y = o \text{ and } y = b \quad (10)$$

Equation (7) is solved by the iterative method as follows :

The first approximation to the deflected form of the plate in the y-direction is assumed to be given by

$$Y_1 = \Omega \left(\frac{y^4}{24} - \frac{b\, y^3}{12} + \frac{b^3\, y}{24} \right) \qquad (11)$$

where Ω is a constant.

Substituting in the right hand side of equation (7) gives

$$\frac{d^4 Y_2}{d y^4} = A\, \Omega \left(\frac{y^2}{2} - \frac{by}{2} \right) - B\, \Omega \left(\frac{y^4}{24} - \frac{b\, y^3}{12} + \frac{b^3\, y}{24} \right)$$

where Y_2 is the second approximation.

Successive integration of this equation leads to

$$Y_2 = A\, \Omega \left(\frac{y^6}{720} - \frac{b\, y^5}{240} \right) - B\, \Omega \left(\frac{y^8}{40320} - \frac{b\, y^7}{10080} + \frac{b^3\, y^5}{2880} \right) + R \frac{y^3}{6} + S \frac{y^2}{2} + Ty + V \qquad (12)$$

If the work done by the forces is smaller than the strain energy of bending and twisting for every possible shape of lateral buckling, the flat form of equilibrium of the plate is stable. If the same work done becomes larger than the energy of bending and twisting for any shape of lateral deflection, the plate is unstable and buckling occurs.

Generally the buckling stress of a plate under compression can be presented, Timoshenko (1), in the form

$$f_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12 (1 - \sigma)} \left(\frac{t}{b} \right)^2 \qquad (3)$$

where k is a numerical factor depending on the edge conditions and the length to breadth ratio of the plate.

In the following theoretical analysis an iterative method is presented for solving the differential equation for the deflected form of a longitudinally compressed plate with various edge conditions. The method is generally that of assuming a deflected form satisfying the "important" boundary conditions. This converts the basic equation into a directly integrable type. The integration is then carried out yielding a new corrected deflected form as a second approximation. The process may then be repeated and continued until the required degree of accuracy is achieved. The closer the assumed deflected form is to the actual case, the more accurate will be the results obtained. The ideal solution is that which requires one approximation to give the required degree of accuracy.

Theoretical Analysis

The differential equation for the deflected form of a longitudinally compressed plate, with N_x positive for compression, is deduced from equation (1)

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = - \frac{N_x}{D} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \qquad (4)$$

The rectangular plate shown in Fig. (1) is simply supported along the edge $x = o$ and $x = a$. Four different edge conditions for $y = o$ and $y = b$ will be considered. In all four cases the following boundary conditions are to be satisfied.

$$\left. \begin{aligned} w &= o \\ \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \sigma \frac{\partial^2 w}{d y^2} &= o \end{aligned} \right\} \text{ for } x = o \text{ and } x = a \qquad (5)$$

The conditions at $x = o$ and $x = a$ are satisfied by assuming that the plate bukles in m sinusoidal half waves, i.e., the solution of equation (4) can be written in the form

$$w = Y \sin \frac{m \pi x}{a} \qquad (6)$$

in which Y is a function of y only.

Substituting in equation (4) gives

$$\frac{d^4 Y}{d y^4} = \frac{2 m^2 \pi^2}{a^2} \frac{d^2 Y}{d y^2} - \left(\frac{m^4 \pi^4}{a^4} - \frac{m^2 \pi^2}{a^2} \frac{N_x}{D} \right) Y$$

$$= A \frac{d^2 Y}{d y^2} - B Y \qquad (7)$$

where

$$A = \frac{2 m^2 \pi^2}{a^2}$$

and

$$B_{,} = \left(\frac{m^4 \pi^4}{a^4} - \frac{m^2 \pi^2}{a^2} \frac{N_x}{D} \right)$$

For comparatively short plates the smallest critical value of N_x is obtained by taking m=1, i.e., by assuming that the plate buckles in one half wave in the direction of compression. The magnitude of the corresponding critical compressive load can be represented by the formula

$$(N_x)_{cr} = k \frac{\pi^2 D}{b^2} \qquad (8)$$

in which k is a numerical factor depending on the unloaded edge conditions and on the magnitude of the ratio a/b.

BUCKLING OF THIN RECTANGULAR PLATES

by

FAROUK O. FAHMY SHAHWAN, B.Sc., Ph.D., A.R.C.S.T.

Abstract

This article presents an iterative method to obtain the buckling load of uniformly compressed rectangular thin plates simply supported along opposite sides perpendicular to the direction of compression and having various edge conditions along the other two sides. The results of the theoretical analysis are compared with those obtained by Timoshenko (1) using the equation method and the energy method.

Notation

The following symbols are used. Any symbol not listed is defined where it first appears.

x, y, z = Rectangular co-ordinates.

a, b, t = Length, breadth and thickness of a plate.

w = Deflection out of the plane of a plate.

N_x, N_y, N_{xy} = Intensity of forces per unit length in the middle plane of a plate.

D = $Et^3/12\ (1 - \sigma^2)$ = Flexural rigidity of a plate.

E = Modulus of elasticity in tension or compression.

σ = Poisson's ratio.

k = Plate constant.

m = Number of half waves in the direction of compression.

f_{cr} = Critical stress.

Introduction

The numerous investigations in this field are generally based on one of the following methods of analysis.

1. Differential equation method :

The differential equation, Timoshenko (1), for the deflected surface of a plate with forces applied in the middle plane is

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2\frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = \frac{1}{D}\left(N_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + N_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2N_{xy}\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}\right) \qquad (1)$$

The plate is assumed to buckle slightly under the action of the applied forces. The magnitudes of the forces necessary to maintain this buckled shape are the required critical values.

2. Energy method :

This method is useful in cases where a rigorous solution of equation (1) is unknown and only approximate values of the critical forces are required. Equating the energy of bending and twisting to the corresponding work done by the forces acting in the middle plane of the plate, Timoshenko (1), gives

$$-\frac{1}{2}\iint \left[N_x \left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 + N_y \left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2 + 2N_{xy}\frac{\partial w}{\partial x}\frac{\partial w}{\partial y}\right] dx\,dy = \frac{D}{2}\iint \left\{ \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\right)^2 - 2(1-\sigma)\left[\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y}\right)^2\right]\right\} dx\,dy \qquad (2)$$

BIBLIOGRAPHY

1. "Industrial Engineering, Chemistry", A. D. Moore, Vol. 28, 1936.

2. "Standard for Discharge Measurements with Standardized Nozzles and Orifices", *N.A.C.A. Technical Mem. 952, 1940.*

3. *Flow Measurements with Orifice Meters,* R. F. Stearns, R. R. Johnson, R. M. Johnson and C. A. Larson, D. Van Nostrand, 1951.

4. "Study of Linear Resistance Flow Meters", F. W. Fleming and R. C. Binder, *Transactions A.S.M.E.,* July, 1951.

5. *Heat Transmission,* W. H. McAdams, Third Edition, McGraw-Hill Book Company, New York, 1954.

6. *Principles of Heat Transfer,* Frank Kreith, International Textbook Company, 1958.

7. "Fluid Meters, Their Theory and Application", Fifth Edition, *A.S.M.E.*, 1959.

8. *Conduction of Heat in Solids,* N. S. Carslaw and J. C. Jaeger, Second Edition, Oxford, New York, 1959.

Standpipe and orifices can be selected from this, which will approximate the required area ratio, and the capacitance constant can be determined that will give an accurate solution. Suppose that the problem of the wire cooling in air were to be set up on the analog. This can be done by using only one unit of capacitance and resistance. It has already been determined that the area ratio is (290), therefore, a capacitance (1) ft. in diameter.

$$d^2 = \frac{D^2}{290} = \frac{1}{290} = .00345 \text{ ft.}^2$$

$$d = .0587 \text{ ft.} = (0.0587)\ (12) = .705''$$

The orifice diameter that would be used is (0.75) inches. This would be equivalent to using a capacitance diameter of $D = [\ d^2\ (290)\ ]^{1/2} = 12.77''$

$$\text{or constant} = \frac{4\ \pi\ (12.77)^2}{4\ \pi\ (12)^2} = 1.13, \text{ thus :}$$

$$h = (\ \frac{1.13}{2} \text{ Ln } \triangle \text{ T})^2 = (.565 \text{ Ln } \triangle \text{ T})^2$$

$$h_1 = (.566 \text{ Ln } 200)^2 = 9 \text{ ft., } h_1^{1/2} = 3$$

$$h = (.566 \text{ Ln } 100)^2 = 6/8 \text{ ft., } h^{1/2} = 2.61$$

$$h_1^{1/2} - h^{1/2} = 3 - 2.61 = 0.39, \text{ and since :}$$

$$RC = 148 \times 10^{-4} = (2)\ (.39)\ (148 \times 10^{-4})$$

$$= 116 \times 10^{-4} \text{ Hrs.}$$

$$= 42 \text{ seconds,}$$

which is the answer previous caculated.

It should be noted that in the previous calculations, the value of C_d was always taken as 0.6. Since this value is approximate only, it cannot be used in an actual solution. If accuracy is important, each orifice should be calibrated and the value of C_d marked on it. In a given set of orifices, the product of the area and C_d should be constant, since in most practical cases the thermal resistant is uniform throught the body.

The temperature range of the system is determined by the height of the standpipes and tanks.

For the case where,

$$\rho\, C_p\, V = A\,, \quad \frac{A}{A'} = 1, \quad \text{and } h = (\tfrac{1}{2} \text{ Ln } \triangle \text{ T})^2$$

$$\text{If } T = 100\ ^\circ\text{F}$$

$$h = 11.92'$$

while this value is attainable, it could become somewhat awkward in some cases. If the standpipe diameter can be doubled, the elevation needed would be $\frac{1}{4}$ the value obtained above. The elevation of the second reservoir will be some value between zero and the elevation of the first tank. Probably the best procedure is to design the system on the basis of the problems which are likely to appear, since no system can have the ability to solve any problem if the physical sizes are to be kept within reason.

The cost of the analog system is dependent upon the accuracy desired. For extreme accuracy, the standpipes and orifices will have to be uniform and accurate. If a shop is available, most of the parts (other than the piping can be fabricated at low cost. Cost of the piping and flanges should be low since the system operates at low pressures.

CONCLUSIONS

From the previous problems and theory, it should be evident that the hydraulic analog is a simple, economical, and reasonably accurate method for solving heat transfer problems, both steady state and transient.

Probably one of its major advantages is that one can "see" the solution to the problems simply by noting the fluid elevation at the points of interest. The system can easily be set up to solve the most difficult problems, and practically any type problem can be worked by making simple changes in the system.

Maintaining the levels in "A" and "B" at set points is analogous to an infinite source and sink at these points.

As previously calculated, the diameter of the standpipe is 1.00″ and the diameter of the orifice is 0.594″. Since this will always hold true for copper, many types of problems can be solved by varying the fluid supply. For each inch of thickness another unit of capacitance and resistance can be added.

Now, suppose the wall above is made of an insulator such as cork. The specific heat is 0.485 BTU/lb., the thermal conductivity is approximately .04 BTU/hr. ft. °F, and the density is 15 lbs./ft.^{3}.

$$C = \rho C_p V = (15)(.485)(1/12) = .606 \text{ BTU/°F.}$$

$$R = \frac{\Delta X}{KA} = \frac{1/12 \text{ ft.}}{(.04 \text{ BTU/hr.ft.°F})(1 \text{ ft.}^2)} = 2.08 \text{ hr. F°/BTU}$$

$$\frac{A}{C_d\, a\, (2g)^{1/2}} = RC = (2.08) \times (.606) = 1.265$$

Using an average value for C_d of 0.6

$$\frac{A}{a} = (0.6)(8.35 \times 10^8)^{1/2}(1.265) = 2.19 \times 10^4$$

In this case, the ratio of the areas is very large, which means that the area of the standpipes must be correspondingly large. Assuming a standpipe diameter of 2 ft., the diameter of the orifice can be calculated.

$$\frac{4\pi D^2}{4\pi d^2} = 2.19 \times 10^4$$

$$\therefore\ d = \frac{24''}{(2.19 \times 10^4)^{1/2}} = 0.162''$$

If the analog is to operate over a range which will include most practical problems, it is obvious that the number of orifices and standpipes will become extremely large. The use of a large number of orifices does not present as great a problem as do the standpipes. In previous analysis, the area of the standpipe was taken as a unit capacitance. One unit of height was taken as one degree fahrenheit, therefore, a unit height also represents one BTU storage. If the unit capacitance is taken as twice the area, or,

$$\rho C_p V = 2A, \qquad A = \frac{\rho C_p V}{2}$$

This means that the area of the standpipe will be reduced by a factor of two. If this is done then ($h = \text{Ln}\,\Delta T$) instead of ($\frac{1}{2}\,\text{Ln}\,\Delta t$), using this procedure a given area ratio can be used and any problem can be set up simply by determining a new coefficient for the equation relating ($h^{1/2}$) to ($\text{Ln}\,\Delta T$). Thus,

$$h^{1/2} = \frac{\text{constant}\,(\text{Ln}\,\Delta T)}{2},$$

where the constant is given by constant $= \dfrac{A}{A'}$

assuming that $a = a^1$. A^1 and a^1 are actual areas, whereas (A) and (a) are the areas as calculated from the thermal capacitance and resistance.

Thus, if the actual area of the standpipe is one-half the calculated value, then the constant becomes (2).

As an example, consider the problem of the cork wall. Suppose that an analog is already in existence which has standpipes with a 2″ diameter. The constant can be determined from :

$$\frac{A}{A'} = \frac{D^2}{D'^2} = \left(\frac{24}{2}\right)^2 = 144 \qquad \text{or,}$$

$$h = \left(\frac{144}{2\,\text{Ln}\,\Delta T}\right)^2,$$ which would make (h) an unreasonably high value. It is suggested that three sets of standpipes be used, one set with a one inch diameter, one set with a one foot diameter, and one with a (2) feet diameter. The orifice plates should be made up in sets with orifice diameters ranging from $\frac{1}{8}$ inch to 2 inches in increments of $\frac{1}{8}$ inch.

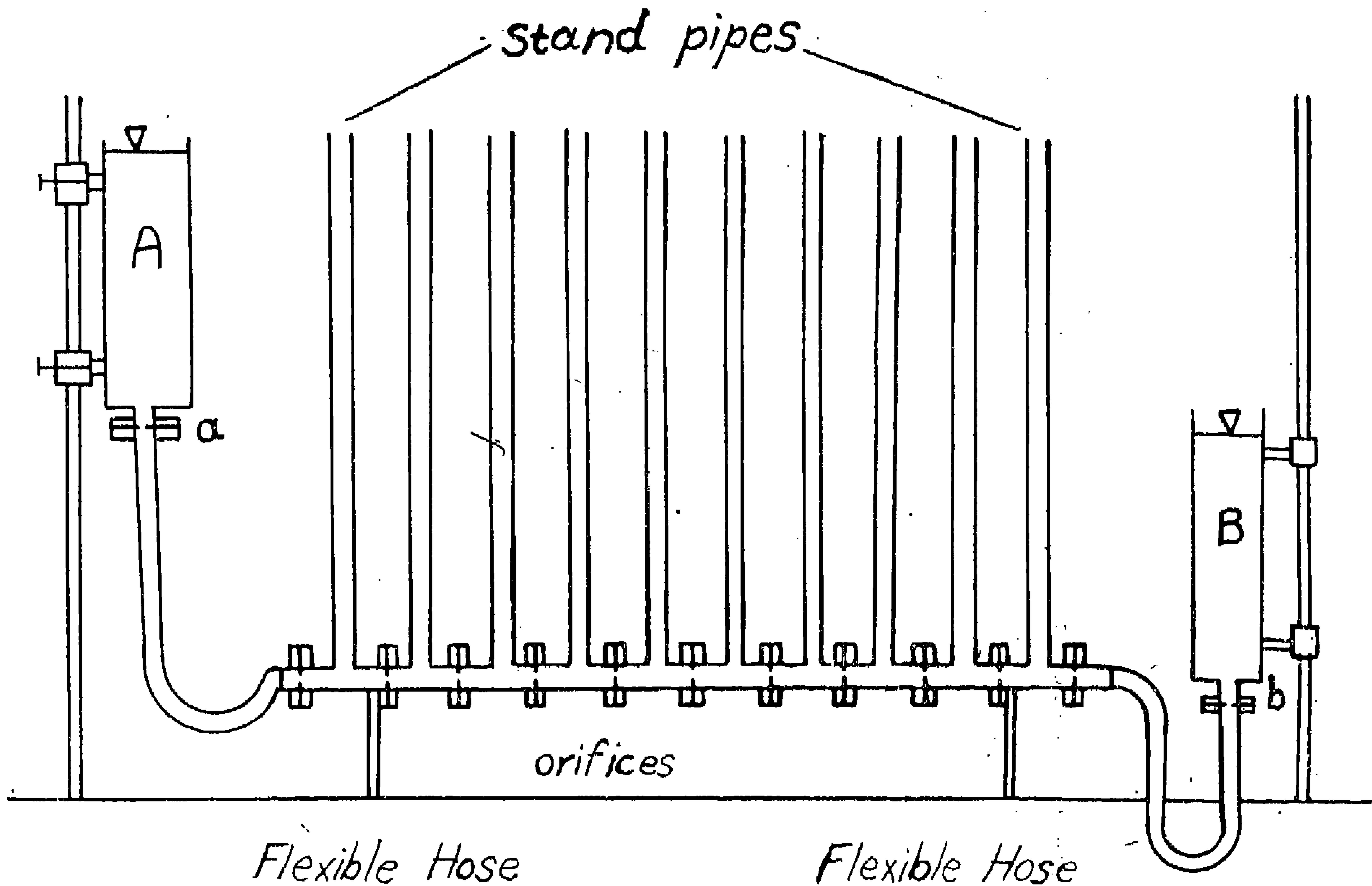


FIG. 2. Proposed Hydrolic Analog.

The thermal capacitance of one of these increments per unit temperature change is :

$$C = \rho C_p V = (558)(.091)(1/12)$$
$$= 4.24 \text{ BTU/°F}.$$

The thermal resistance is :

$$R = \frac{\triangle X}{K A} = \left(\frac{1}{12}\right)\left(\frac{1}{216}\right)\left(\frac{1}{1 \text{ ft.}^2}\right)$$
$$= 3.86 \times 10^{-4} \text{ hr. F°/BTU}$$

and $$\frac{A}{C_d a (2g)^{1/2}} = RC = (4.24)(3.86) \times 10^{-4})$$
$$= 1.63 \times 10^{-4}$$

$$\therefore \quad \frac{A}{C_d a} = (8.34 \times 10^8)^{1/2} (1.63 \times 10^{-4}) = 4.71$$

Assume a common value for $C_d = 0.6$

$$\therefore \quad \frac{A}{a} = (0.6)(4.71) = 2.83 = \frac{4 \pi D^2}{4 \pi d^2}$$

$\therefore$ $D^2 = 2.83 d^2$, using 1 inch as D

$$\therefore \quad d = \frac{D}{(2.83)^{1/2}} = 0.594''$$

Suppose hat the wall, initially at some temperature, T_1, has one side suddenly subjected to a temperature, T_s, while the other wall is maintained at T_1. To set this up on the hydraulic analog, the fluid in reservoir "A" is maintained at a level corresponding to T_s, and the fluid in reservoir "B" is maintained at a level corresponding to T_1. It must be noted that the heads corresponding to T_s and T_1 are at (a) and (b), respectively. That is, the resistance at (a) and (b) must be taken into consideration. These resistances are analogous to surface resistance, such as $\frac{1}{hA}$ and $\frac{1}{\epsilon A}$, for convection and radiation, respectively.

tions, the solution of the fluid problem can be continued.

Note that:

$$\frac{A}{C_d a\,(2\,g)^{1/2}} = RC = 167 \times 10^{-4}$$

$$h_1\ [\ \tfrac{1}{2}Ln\ (300 - 100)\ ]^2 = 7.02$$

$$\therefore\ h_1{}^{1/2} = 2.65$$

and $h_2 = [\tfrac{1}{2}\ Ln\ (200 - 100)]^2 = 5.23$

$$\therefore\ h_2{}^{1/2} = 2.3$$

$$\therefore\ h_1{}^{1/2} - h_2{}^{1/2} = 2.65 - 2.3 = 0.35$$

$$\therefore\ t = [\ \ln\ (T_1 - T_2) - Ln\ (T - T_3)\ ]\ (RC)$$

$$= \frac{2\,A\,(h_1{}^{1/2} - h_2{}^{1/2})}{C_d\ a\ (2\,g)^{1/2}}$$

$$= (2)\ (.35)\ (167 \times 10^{-4})$$

$$= 116 \times 10^{-4}\ H_r$$

$$= 42 \text{ seconds}$$

which is the same value as that obtained in solving the heat transfer problem.

SIZE DETERMINATION

Now, the physical size of the system will be determined. For the equations of fluids and heat transfer to be dimensionally correct (g) must expressed in ft./hr.², or,

$$g = (32.2)\ (3600)^2 \text{ ft./hr.}^2 =$$
$$= 4.17 \times 10^8 \text{ ft./hr.}^2$$

$$\frac{A}{C_d\ a\ (2\,g)^{1/2}} = 167 \times 10^{-4},$$

$$\frac{A}{C_d\ a} = (8.35 \times 10^8)^{1/2}\ (167 \times 10^{-4})$$

$\therefore\ \dfrac{A}{C_d\ a} = 482$, using a common value of 0.6 for C_d,

$$\therefore\ \frac{A}{a} = (482)\ (0.6) = 290$$

if a tank 1 ft. × 1 ft. was used,

$$a = \frac{1}{290} \text{ ft.}^2 = .00345 \text{ ft.}^2$$
$$= 0.497 \text{ inch}^2$$

For a circular orifice, $a = \pi\ r^2 = .497$ inch²

$$\text{or } r = \left(\frac{.497}{\pi}\right)^{1/2} = 0.3976 \text{ inches}$$

In the previous case, the high thermal conductivity and the small dimensions allowed the assumption of uniform temperature throughout, the new temperature being reached in a step. This meant that no allowance had to be made for energy storage variation within the body. For the more general case, the hydraulic analog would have to have a storage capacity system. Such a system is shown in Figure (2).

The fluid elevation is varied by raising or lowering the reservoirs or by varying the level of fluid in the tanks. Resistance to flow is varied by changing the size of the orifices in the line. The capacitance is in the form of standpipes. Pipes of different diameters may be used to vary this capacitance.

For the common problem of conduction through a solid, the solution is approached by breaking the solid down into increments analogous to the "units" (a capacitance and a resistance) in the hydraulic system. The problem is greatly simplified if the heat transfer is in one direction (such as in an infinite plain wall). The hydraulic analogy is also applicable to more than one dimension, but will not be covered in this report.

As an example, take the case of heat transfer through an infinite plain copper wall with a thickness of one foot. This could be approached by a finite wall with the edges wall insulated. The heat transfer will be computed on the basis of one square foot, thus a one foot cube must be considered. This cube will be further broken down into one inch slabs.

FLUID FLOW

Now that a heat transfer problem has been set up and solved, the next step is to set up the same problem on a hydraulic system and solve it, using the equations of fluid flow.

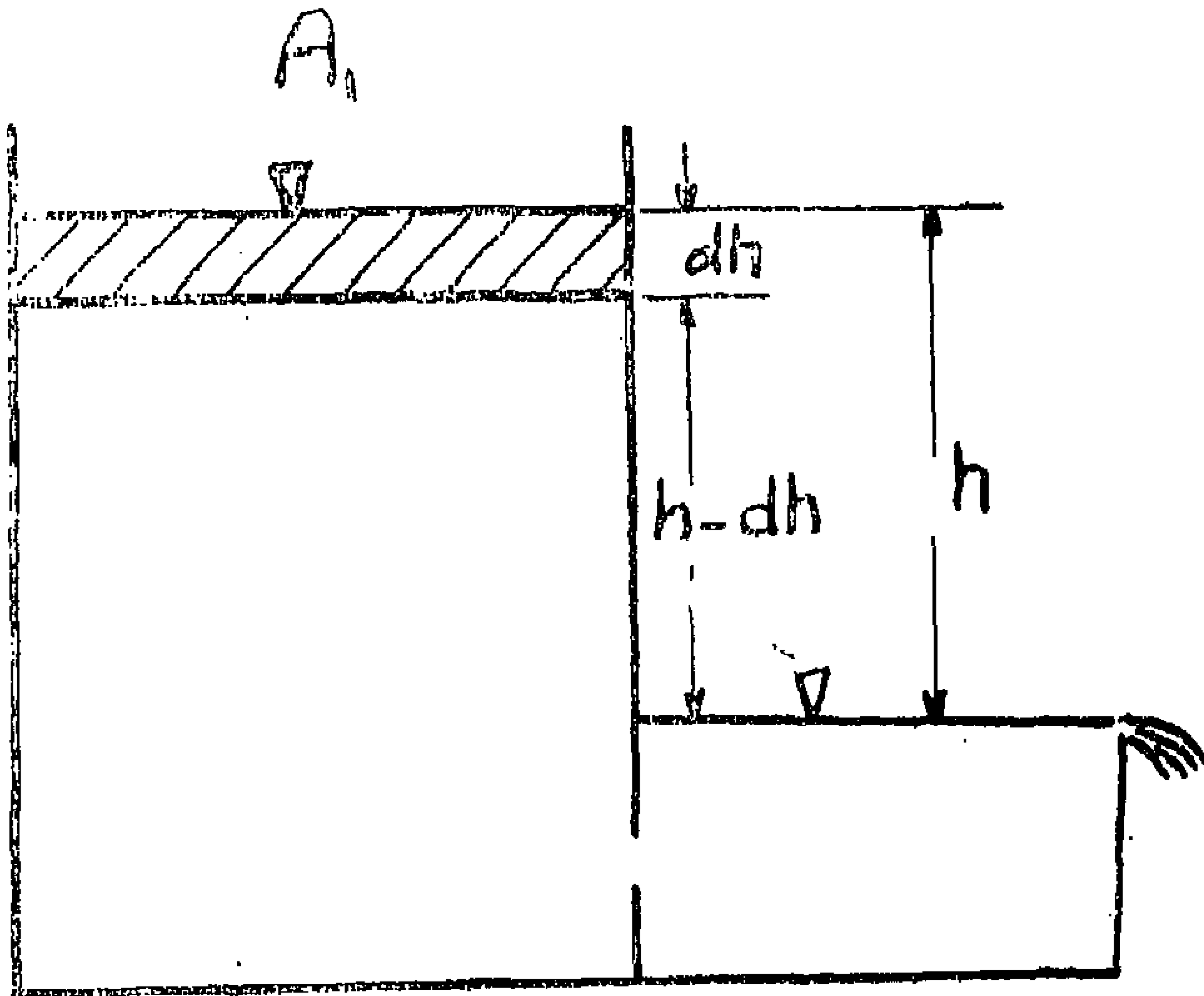


FIGURE 1
Hydraulic system analogous to a samll wire cooling in air after sudden immersion.

The hydraulic system which is analogous to the heat transfer of the wire cooling in air is shown in Figure (1). From this figure and some of the basic principles of fluid flow, it is evident that

$$\frac{dq}{dt} = - A_1 \frac{dh}{dt} = C_d a (2 gh)^{1/2}$$

and $q = hA (t_f - t)$

The difference in head is (h), the flow in time (dt) is (dq). If water level is decreased by (dh), the new differential head is (h - dh), and the change of head causing flow is (dh). The quantity flowing from (A_1), is equal to the quantity flowing through the orifice and (dh) is negative, therefore;

$$dt = - \frac{A_1 \, dh}{C_d a (2g)^{1/2} h^{1/2}}$$

$$\therefore \quad t = - \frac{2A (h^{1/2} - h_1^{1/2})}{C_d a (2g)^{1/2}} + C$$

at $t = 0, h = h_1$ and $C = O$

$$\text{then} \quad t = \frac{2A \; h_1^{1/2} - h^{1/2}}{C_d a (2g)^{1/2}}$$

HYDRAULIC ANALOGY

Before this problem can actually be solved, the analog must be further developed so that values may be obtained for substitution into the equation

From the above analogy it is evident that:

$C_p \rho V = A =$ capacitance.

$$\frac{1}{h^- A_s} = \frac{1}{c_d a (2 g)^{1/2}} = \text{resistance}$$

$$\text{Ln} \triangle T = 2 h^{1/2}$$

and $h = (\frac{1}{2} \text{Ln} \triangle t)^2$

Referring to the hydraulic system and using the above relationships and previous calcula-

Heat Transfer	*Fluid Dynamics*
$C_p \rho V \frac{dT}{dt}$	$A \frac{dh}{dt}$
$h^- A_s (T - T_2)$	$C_d a (2 gh)^{1/2}$
$t = [L_n (T_1 - T_2) - \text{Ln} (T - T_2)] (RC)$	$t = \frac{2A [h_1^{-1/2} - h_2^{-1/2}]}{C_d a (2 g)^{1/2}}$

Assume that the wire, originally at (T_1), has its environmental temperature changed to (T) in a step, that the heat transfer coefficient (h^-) remains constant throughout the process, and the temperature of the air at a distance from the wire remains constant at (T_2). The time at the start of the process is equal to zero.

The energy balance on the wire over a small time, dt, is as follows: The change of internal energy of the wire during the time dt = the net heat flow from the wire to the air in the time dt, or,

$$- C_p \rho V dT = h^- A_s (T - T_2) dt \quad (1)$$

where:

C_p = specific heat of the wire in BTU/lb.°F.

ρ = density of wire in lbs/ft³

V = volume of the wire in ft³

T_2 = average ambient temperature of the wire, in °F.

A_s = Surface area, in ft².

dT = temperature change during time dt.

Separating the variables, equation (1), for a differential time interval, dt, becomes:

$$\frac{d (T - T_2)}{(T - T_2)} = - \frac{h^- A_s}{\rho V C_p} dt \quad (2)$$

$$Ln (T - T_2) = - \frac{h^- A_s}{\rho V C_p} t + C_1$$

At t = O, $(T - T_2) = (T_1 - T_2)$ and hence $C_1 = Ln (T_1 - T_2)$

then

$$Ln (T - T_2) - Ln (T_1 - T_2) = - \frac{h^- As}{\rho V C_p} t$$

$$\therefore t = [Ln (T_1 - T_2) - In (T - T_2)] \frac{\rho V C_p}{h^- A_s} \quad (3)$$

From a table on properties:

K_s = 216 BTU/hr. ft. F°

C_p = 0.091 BTU/lb. F°

ρ = 558 lb./ft.³

The surface area and volumes of the wire are:

$$A \text{ (per inch)} = \pi D = \pi (1/32) (1/12) = 8.18 \times 10^{-3} \text{ ft.}^2\text{/inch}$$

$$V \text{ (per inch)} = \frac{\pi D^2}{4} =$$

$$\pi \left(\frac{1}{32}\right) \left(\frac{1}{12}\right)^2 (\tfrac{1}{4}) = 5.32 \times 10^{-5} \text{ ft.}^3\text{/inch}$$

from the data and properties:

$$C = \rho \, Cp \, V = (558 \text{ lbs./ft.}^3) (0.091 \text{ lb.ft.}) (5.32 \times 10^{-5} \text{ ft.}^3\text{/inch})$$

$$= 2.72 \times 10^{-4} \text{ BTU/°F inch.}$$

$$R = \frac{1}{h^- A_s} = \left[\frac{1}{2 \text{ BTU/hr. ft.}^2\text{F°}}\right] \left[\frac{1}{8.18 \times 10^{-3} \text{ ft.}^2\text{/in.}}\right]$$

$$= 61.4 \frac{\text{°F. hr. inch}}{\text{BTU}}$$

$$\therefore t = Ln \frac{(T_1 - T_2)}{(T - T_2)} RC$$

where T_1 = 300 °F

T_2 = 100 °F

T = 200 °F assumed

R = 61.4 °F. hr. in./BTU

C = 2.72 × 10⁻⁴ BTU/°F inch.

$$\therefore t = Ln \frac{300 - 100}{200 - 100} \times 61.4 \times 2.72 \times 10^{-4}$$

$$= (Ln\ 2) (167 \times 10^{-4})$$

$$= 116 \times 10^{-4} \text{ hr.}$$

$$= 42 \text{ seconds.}$$

DEVELOPMENT OF A HYDRAULIC ANALOG FOR THE SOLUTION OF TRANSIENT HEAT TRANSFER PROBLEMS

By

Dr. A. E. ELKAYAR,
Alexandria University

SUMMARY

The object of this report is to develop an analogy between heat transfer and fluid flow in the transient state. It is intended for this report to provide the theory leading to an analogy between heat transfer and fluid flow and to show how this analog might be used to solve difficult problems.

The solution of transient heat transfer problems by analytical methods is usually difficult and sometimes impossible.

A method which is coming more and more into favor is the use of analogs. An analog is a system which, though physically different, follows the laws and equations of another system. Heat transfer, current flow, and fluid flow are all governed by the laws of potential difference and are therefore analogous. Much literature has been written on the analogy between heat transfer and electric current flow, but relatively little has been done on the fluid flow analogy to heat transfer.

In this paper, the first step will be the development of heat transfer equations and the solution of a problem using these equations. Next, fluid flow equations will be developed and applied to the same problems, using the analogy to determine values. Then others problems will be set up on the fluid system and values found which will determine the physical size of the system.

HEAT TRANSFER

As stated previously, the solution of transient heat transfer problems is very difficult and in some cases is impossible, unless simplifying assumptions are made. In the development of the hydraulic analogy to heat transfer, many such assumptions will be made, but since the simplifications are made in both systems, the analogy will not be affected. When the limitations are removed from the other, thus the system may be expanded to include more difficult situations.

To show that the analogy can actually be used to solvee problems, a heat transfer problem must first be worked so that solutions may be compared. Consider the problem of determining the temperature response of a 1/32″ diameter copper wire, originally at $T_1 = 300$ °F when suddenly immersed in air $T_2 = 100$°F. Assume that:

$$h^- = 2 \text{ BTU/hr. ft.}^2\text{F}^\circ$$

In this case, the internal resistance is negligible compared to the surface resistance . This being true, the temperature within the wire is substantially uniform at any instant. This assumption can be made only when $h^- L/K_s < 0.1$

$$\frac{h^- D}{4K_s} = \frac{2 \text{ (BTU/hr. ft.}^{2\circ}\text{F) } 1}{4 \times 32 \times 12 \times 216}$$ which is much less than 0.1.

REFERENCES

(1) Timoshenko & Wonoesky - Krieger, "Theory of Plates and Shells", 2nd Ed.; McGraw-Hill 1959; page 84.

(2) A. E. H. Love, "Mathematical Theory of Elasticity"; Dover Publications 1944; page 460.

(3) Sir W. Thomson (Lord Kelvin) & Peter Guthrie Tait, "Principles of Mechanics & Dynamics" (formerly titled "Treaties on Natural Philosophy"), Dover Publications 1962, Part Two, pages 188-191.

(4) K. Girkmann: "Flächentragwerke; 3rd Ed.; Springer 1954; pages 162-163.

(5) Ref. 3), Part Two, page 191.

(6) Ref. 3), Part Two, page 192 and 272-274.

(7) Ref. 2), Page 459.

(8) Ref. 3), Part Two, page 192.

(9) Ref. 1), page 85.

(10) Timoshenko & Goodier, "Theory of Elasticity, 2nd Ed., McGraw-Hill 1951: pages 272-278.

(11) Ref. 2), pages 323-324.

Equation (1) gives

$$Q_x^* + \partial M_{yx}/\partial_y = O \qquad (4.1)$$

and $$\partial Q_x \partial_y + \partial Q_y \partial_y + q = O \qquad (5.1)$$

Equation (2) gives

$$M_{xy} + M_{yx} = o$$

and

$$\partial M_{xy}/\partial_x - \partial M_y/\partial_y + Q_y = O$$

or $$\partial M_{yx}/\partial_x + \partial M_y/\partial_y - Q_y = O \qquad (5.2)$$

Equation 3 together with equation 4.1 give

$$\partial M_{yx}/\partial_y + \partial M_x/\partial_x - Q_x^* = O \qquad (5.3)$$

$$M_x^* - \beta . t . \partial M_{yx}/\partial_y = O \qquad (4.2)$$

It is to be noted that equations 5.1, 5.2 and 5.3 are the plate equations applied at the boundary.

Equations 4.1 and 4.2 represent the boundary conditions for a free edge.

It is also interesting to note that, for very thin plates, equations 4.1 and 4.2 reduce to Kirchoff's equations as the plate thickness t tends to zero value.

Boundary conditions with prescribed M_x and Q_x at the boundary

If at the boundary, values for the bending moment and shearing forces are prescribed, viz M_{xb} and Q_{xb} we can still assign values for M_x^* and Q_x^* as shown in figure 8. The boundary conditions now take the form

$$Q_x^* + \partial M_{yx}/\partial_y = Q_{xb} \qquad (6.1)$$

$$M_x^* - \beta . t . \partial M_{yx}/\partial_y = M_{xb} \qquad (6.2)$$

Introduction of the displacement of the middle surface

With w representing the displacement of the middle surface, Equations 4.1 and 4.2 take, for the free boundary at x = a, the forms

$$\left(\frac{\partial^3 w}{\partial x^3} - (2-\nu) \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} \right)_{x=a} = O \qquad (4.1^*)$$

$$\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right.$$

$$\left. -\beta t (1-\nu) \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} \right)_{x=a} = O \qquad (4.2^*)$$

With prescribed values M_{xb} and Q_{xb} at the boundary x = a, equations 6.1 and 6.2 take the forms

$$D \left(\frac{\partial^3 w}{\partial x^3} - (2-\nu) \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} \right)_{x=a}$$

$$= - Q_{xb} \qquad (6.1^*)$$

$$D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} - \beta t (1-\nu) \right.$$

$$\left. \frac{\partial^3 w}{\partial x \partial y^2} \right)_{x=a} = - M_{xb} \qquad (6.2^*)$$

where

$$D = E t^3/12 (1 - \nu^2)$$

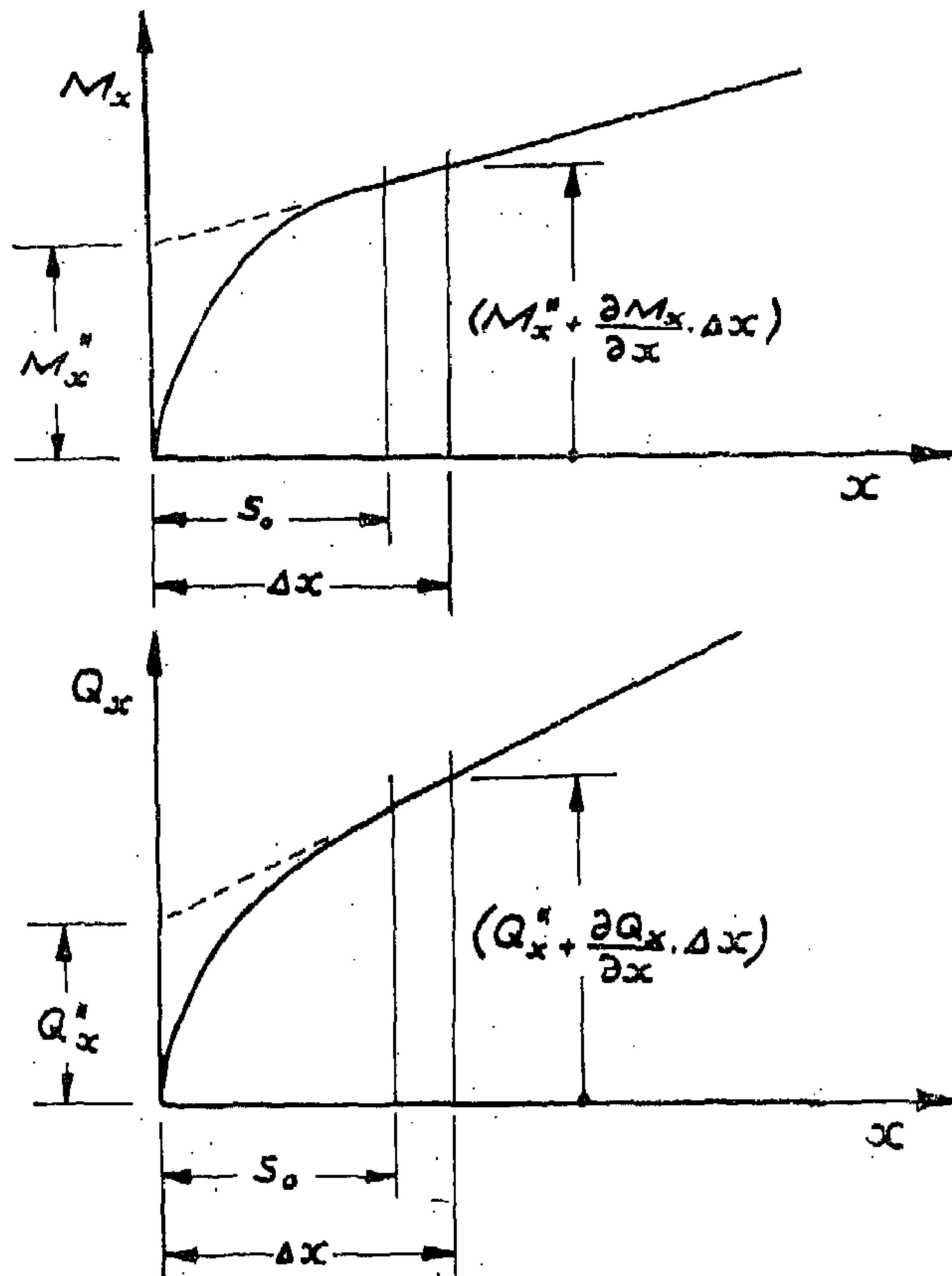


Fig. 7 Variation of M_x & Q_x near the free edge

respect to x which attain the values $\partial Mx/\partial x$ and $\partial Qx/\partial x$ at $x = \Delta x$. The tangeents to the M_x- and Q_x-curves at $x = \Delta x$ intersect the M_x- and the Q_x-axes at M_x^* and Q_x^* respectively. In this way we overcome the difficulties that will arise when attempting to discuss in detail what takes place within the small strip of width S_o, i.e. near the free edge.

Equilibrium Conditions:

For the equilibrium of the element A B C D we have:

—Summation of the forces in the Z-direction gives

$$\left(\frac{\partial Q_x}{\partial x} + \frac{\partial Q_y}{\partial y} + q\right) \Delta x . \Delta y + \left(Q^* + \frac{\partial M_{yx}}{\partial y}\right) \Delta y = 0 \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \quad (1)$$

—Summation of the moments about an axis through the mid point of the face A B and parallel to the x-direction gives

$$\left(\frac{\partial M_{xy}}{\partial x} - \frac{\partial M_y}{\partial y} + Q_y\right) \Delta x . \Delta y + (M_{xy} + M_{yx}) \Delta y = 0 \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \ldots \quad (2)$$

—Summation of the moments about an axis passing through the mid point of the face A D and parallel to the y-direction gives

$$\left(\frac{\partial M_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial M_x}{\partial x} + \frac{1}{2} . \frac{\partial M_{yx}}{\partial y} - \frac{1}{2} Q_x^*\right) \Delta x . \Delta y + \left(M_x^* - \beta t . \frac{\partial M_{yx}}{\partial y}\right) \Delta y = 0 \quad (3)$$

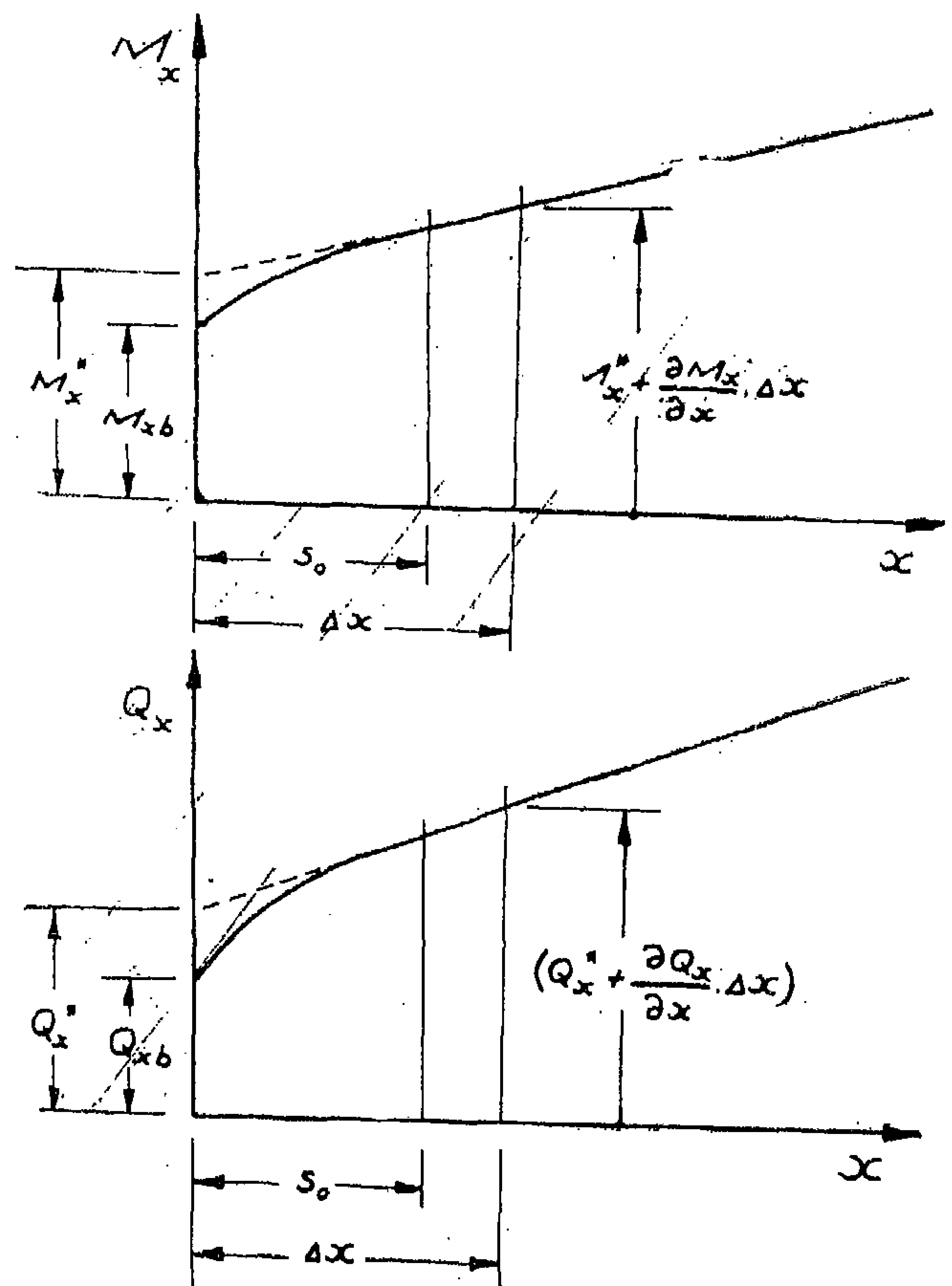


Fig. 8. Variation of M_x & Q_x near an edge on which M_{xb} & Q_{xb} are prescribed

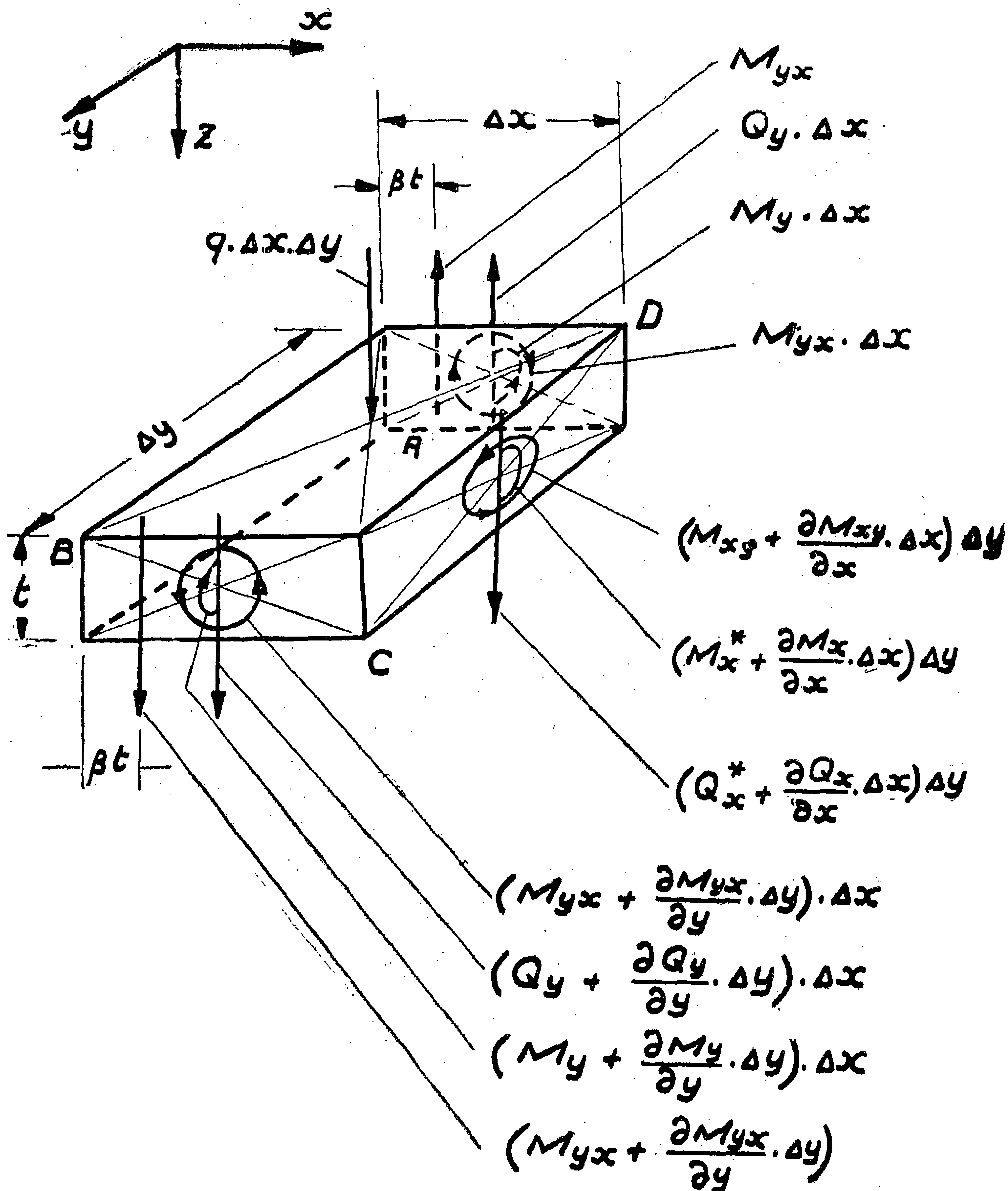

x
y
z
Δx
βt
q.Δx.Δy
M_{yx}
$Q_y . \Delta x$
$M_y . \Delta x$
$M_{yx} . \Delta x$
D
Δy
A
B
t
C
βt
$(M_{xy} + \frac{\partial M_{xy}}{\partial x} . \Delta x)\Delta y$
$(M_x^* + \frac{\partial M_x}{\partial x} . \Delta x)\Delta y$
$(Q_x^* + \frac{\partial Q_x}{\partial x} . \Delta x)\Delta y$
$(M_{yx} + \frac{\partial M_{yx}}{\partial y} . \Delta y) . \Delta x$
$(Q_y + \frac{\partial Q_y}{\partial y} . \Delta y) . \Delta x$
$(M_y + \frac{\partial M_y}{\partial y} . \Delta y) . \Delta x$
$(M_{yx} + \frac{\partial M_{yx}}{\partial y} . \Delta y)$

FIG. 6

We may note that up to this stage the discussion was limited to the twisting moment distribution and to the statically—equivalent system for the twisting moments. The torsion theory indicates that the lines of shearing stresses due to twisting moment would be as shown in Figure 5a which illustrate the case for which the ratio b/t (width/thickness) is very large. This distribution of lines of shearing stresses leads to the equivalent system shown in Figure 5b, made up of a uniformly distributed twisting moment $H = \tau_{max} . t^2/6$ together with two forces H and −H located at a distance β t from either edge. It is interesting to note that the action on an element $\triangle$ S (Figure 5a) at a distance S from the edge where S >>t, is, to a very good approximation, a moment equal to $(\tau_{max}\ t^2/_6) . \triangle S$. This is due to the fact that the effect of the curving of the lines of shearing stresses is practically limited to a distance S_o from the edge which is of the order of magnitude of the plate thickness*. The action on the element extending a distance S_o from the edge is equivalent to a twisting moment $(\tau_{max} . t^2/_6) . S_o$ together with a force $(\tau_{max} . t^2/_6)$ at a distance β t from the boundary.

Timoshenko (10) gave the value of the twisting moment on the whole section as $(k_2 . \tau_{max} . t^2 . b)$ while Love (11) quoting St. Venant gave it as $(\tau_m . t^2 . b\ (0.333 - \frac{3.361}{16}\ \frac{t}{b}))$ for $b/t > 3$. These lead to a value of $\beta = 0.63$

This result, obtained from the theory of torsion, suggests a system that does not lead to infinite stresses at the edges A A and B B, figure 3. It is now proposed that the forces H and −H Figure 3 be assumed to act at a distance β t from the edges as shown in Figure 6. In this way we have:

(1) releaved the free edge from all stresses;

(2) obtained on the planes perpendicular to the free edge a distribution of lines of shearing stresses due to the twisting moments similar to that prevailing on a thin rectangular section under torsion.

In other words we superimpose on the thin rectangular section under torsion the effect of bending and the corresponding shearing forces.

We will now consider the equilibrium of an element of the plate extending from the free edge of the plate inwards a distance $\triangle x$ of the same order of magnitude as the plate thickness (which is assumed small) such that the element considered will now include all effects due to the curving of the lines of shearing stresses resulting from the application of the twisting moment. $\triangle x$ will be at least equal to the distance S_o mentioned before. As S_o is of the order of magnitude as the plate thickness t and as we are dealing with thin plates, we can now write the forces and moments acting on the element as shown in Figure 6. In this Figure two odd notion and namely M_x^* and Q_x^* are introduced which represent mathematical "starting" values for M_x and Q_x. The values of M_x^* and Q_x^* can best be explained by reference to Figure 7 which shows the variation of M_x and Q_x with x near the edge. At the edge M_x and Q_x assume zero values. As x increases M_x and Q_x increase with varying rates of change with

*As mentioned before, "the distance from the edge inwards where the disturbance due to thr boundary conditions could be felt is considered to be of the order of magnitude of the plate thickness and at a distance of double the thickness the disturbance becomes practically insensible" (5).

A E C D of a thin plate where the side A B represents the plate edge, Figure 2. Let the loading conditions be such that constant twisting moment distribution "H" prevails on the surfaces A B, B C, C D and B A. The resulting lines of shearing stresses are shown in Figure 2. The equivalent system on the side A B will be a shearing force distribution of zero value (= ∂(constant)/∂ y) together with the forces – H and H at the sides A A and B B respectively, Figure 3. The actions of the forces H and – H would be as follows :

—They are necessary for the equilibrium of the element in order to balance the moment about any axis parallel to the x-axis.

—The lines of shearing stresses could not end at the edge of a plate (say A A or B B) without lines of shearing stresses on the perpendicular plane. If on one plane there exist no shear stresses whatsoever, then on any perpendicular plane the only possible direction of the lines of shearing stresses in the vicinity of the first plane is the direction parallel to the intersection of both.

Consequently the lines of shearing stresses will be as shown in Figure 4. Such lines of shearing stresses would now result infinite shear stresses at the edges—a condition that is physically unacceptable. The reason for such a discrepancy lies in trying to extend the assumption for thin plates to this small, but finite, strip of the plate near the edge of thin plates, where we can by no longer speak of thin plates

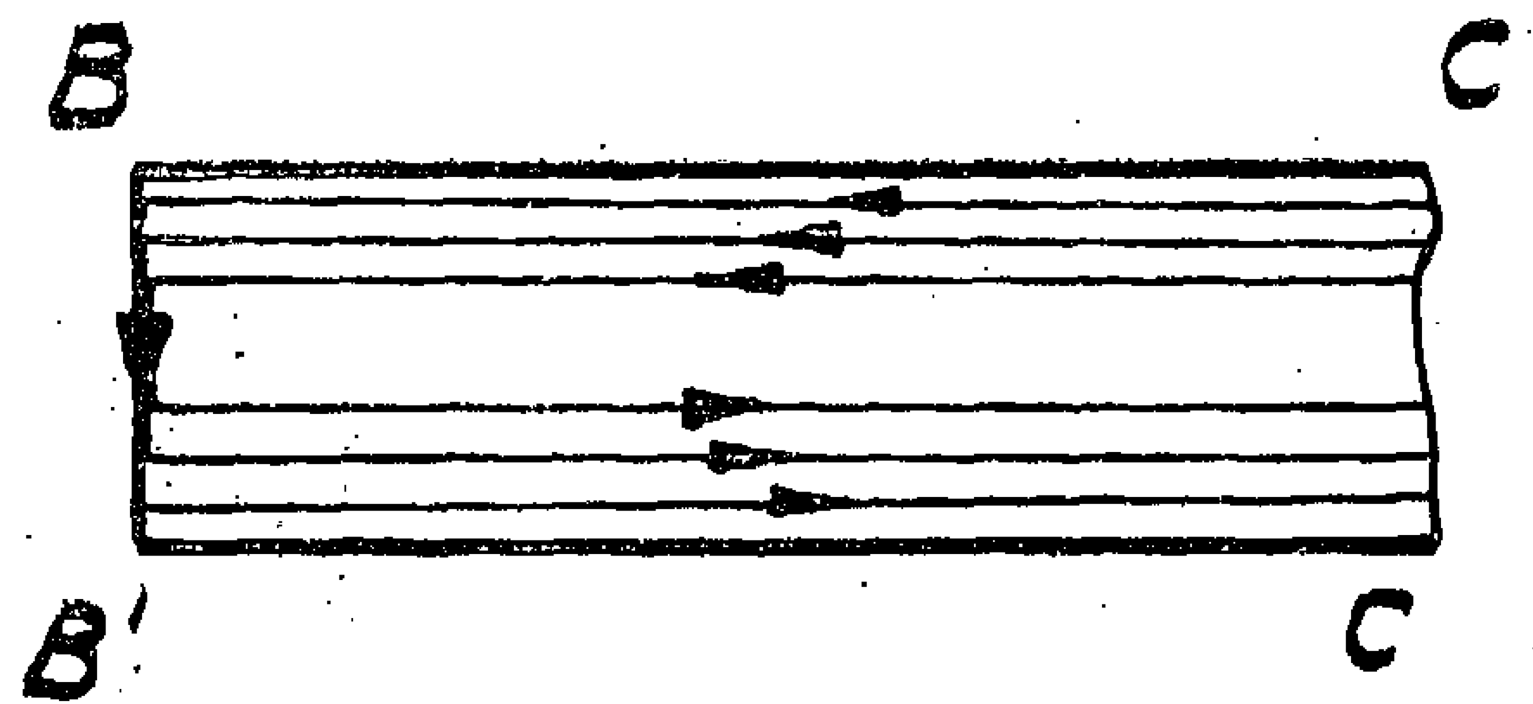


Fig. 4.

II. Proposed Assumptions

We may however attempt to modify these assumptions near the edge in a way that does not lead to infinite shear stresses.

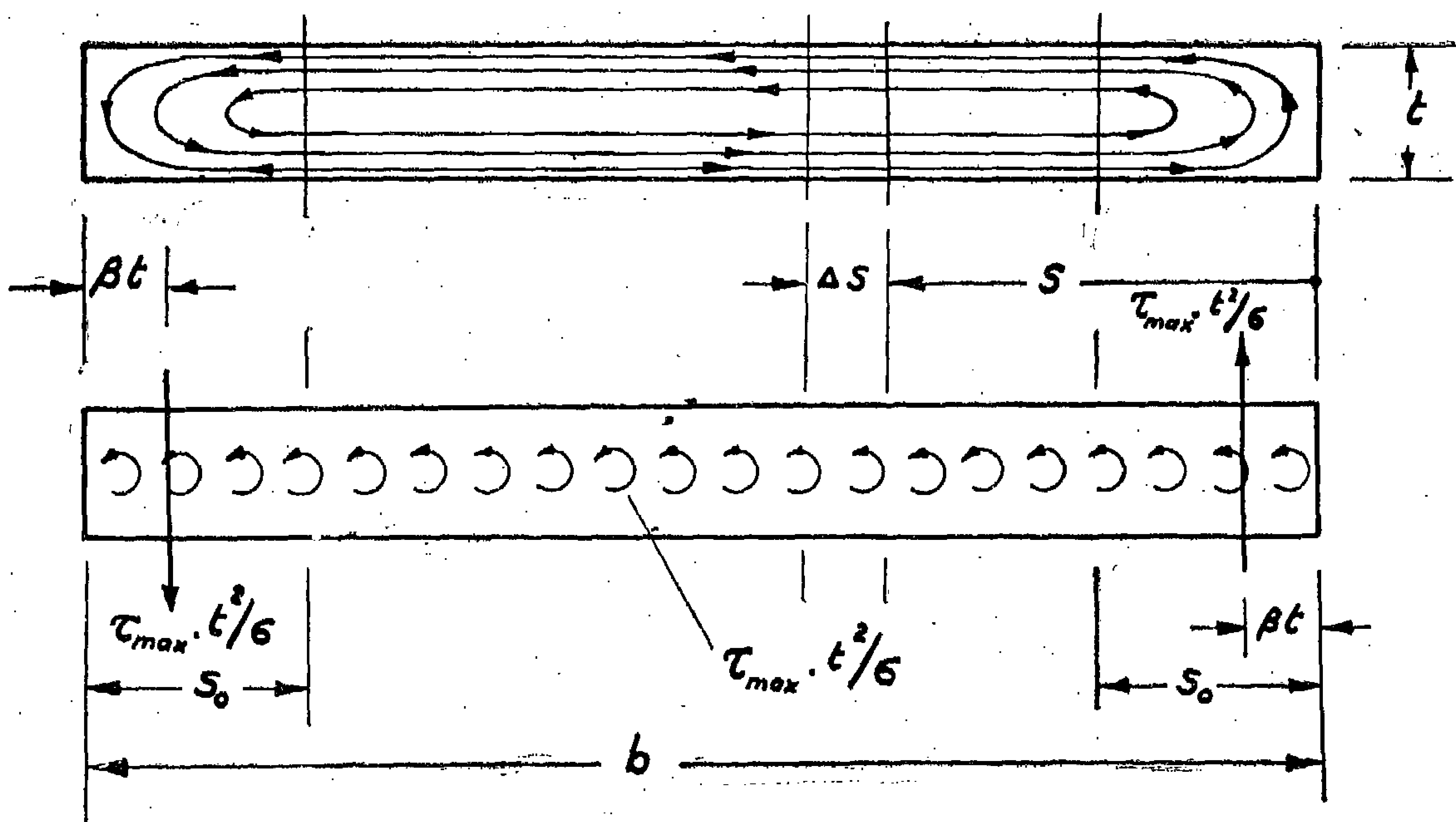


FIG. 5-a FIG. 5-b

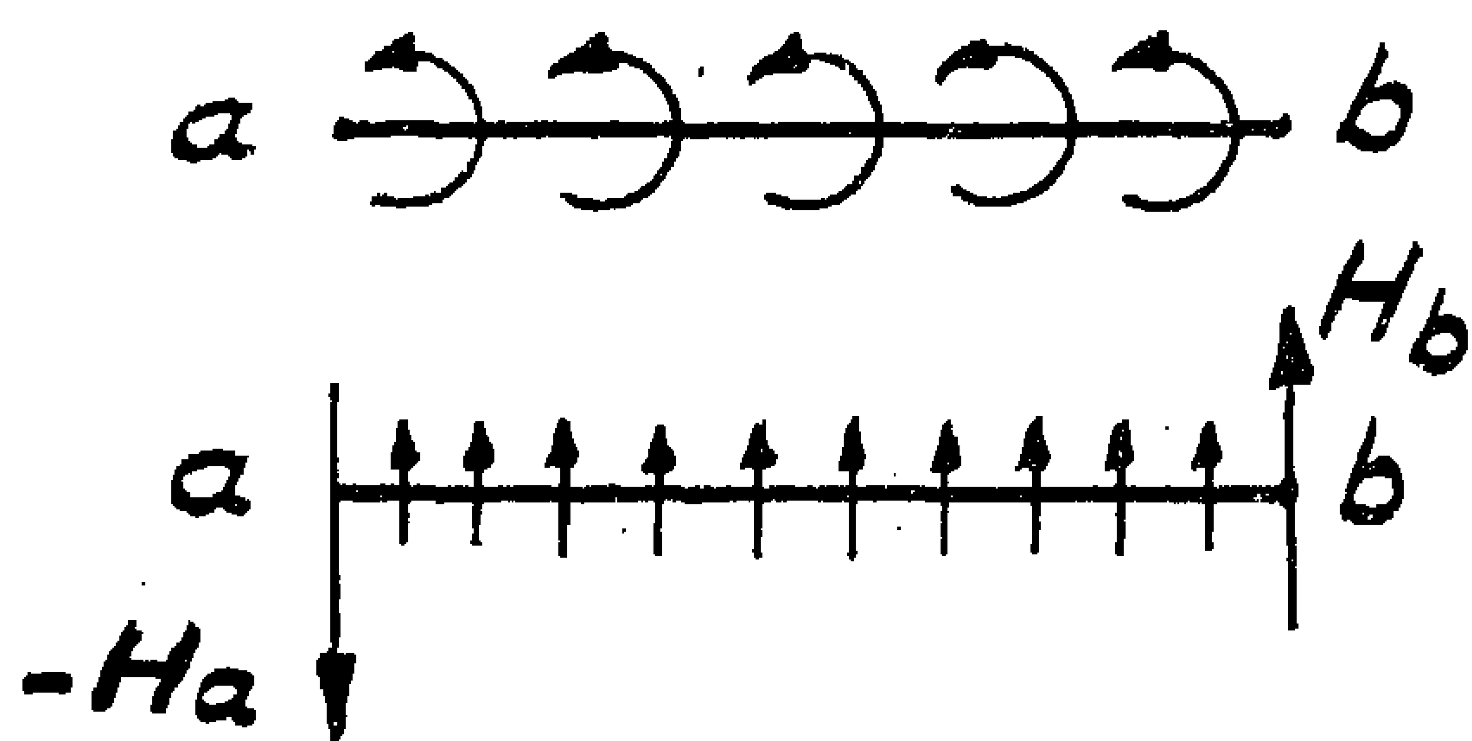


Fig. 1.

value of the finite integral $\int_0^b -(\partial H/\partial s) \, . \, s \, . \, ds$ is not equal to value of the efinite integral $\int_0^b H \, . \, ds$. This difficulty could be overcome by introducing shearing forces at points a and b of magnitude $-H_a$ and H_b respectively as shown in Figure (1). The existance of such shearing forces was indicated by Timoshenko and Krieger (9).

In order to investigate the physical significance of these forces, consider the element

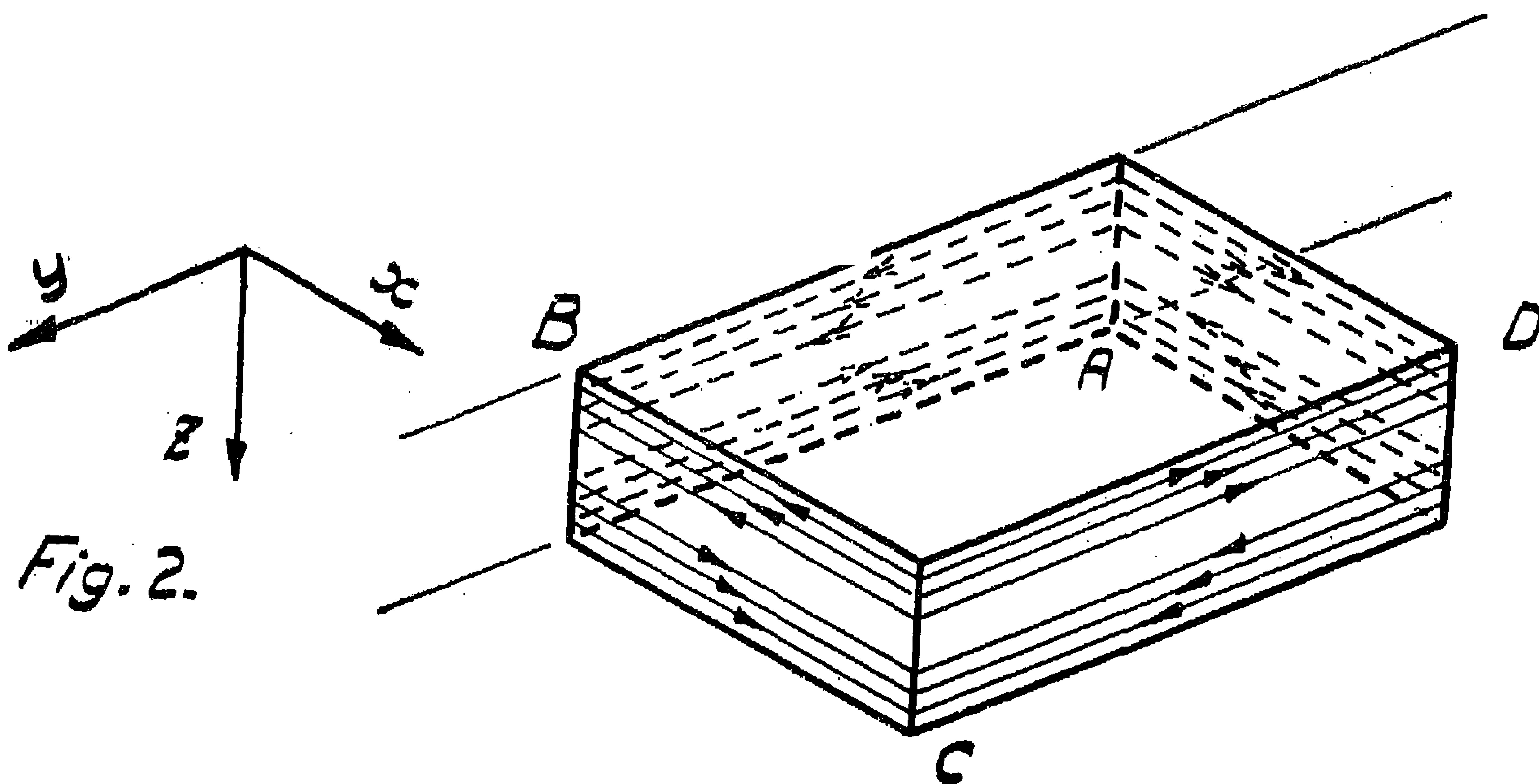


Fig. 2.

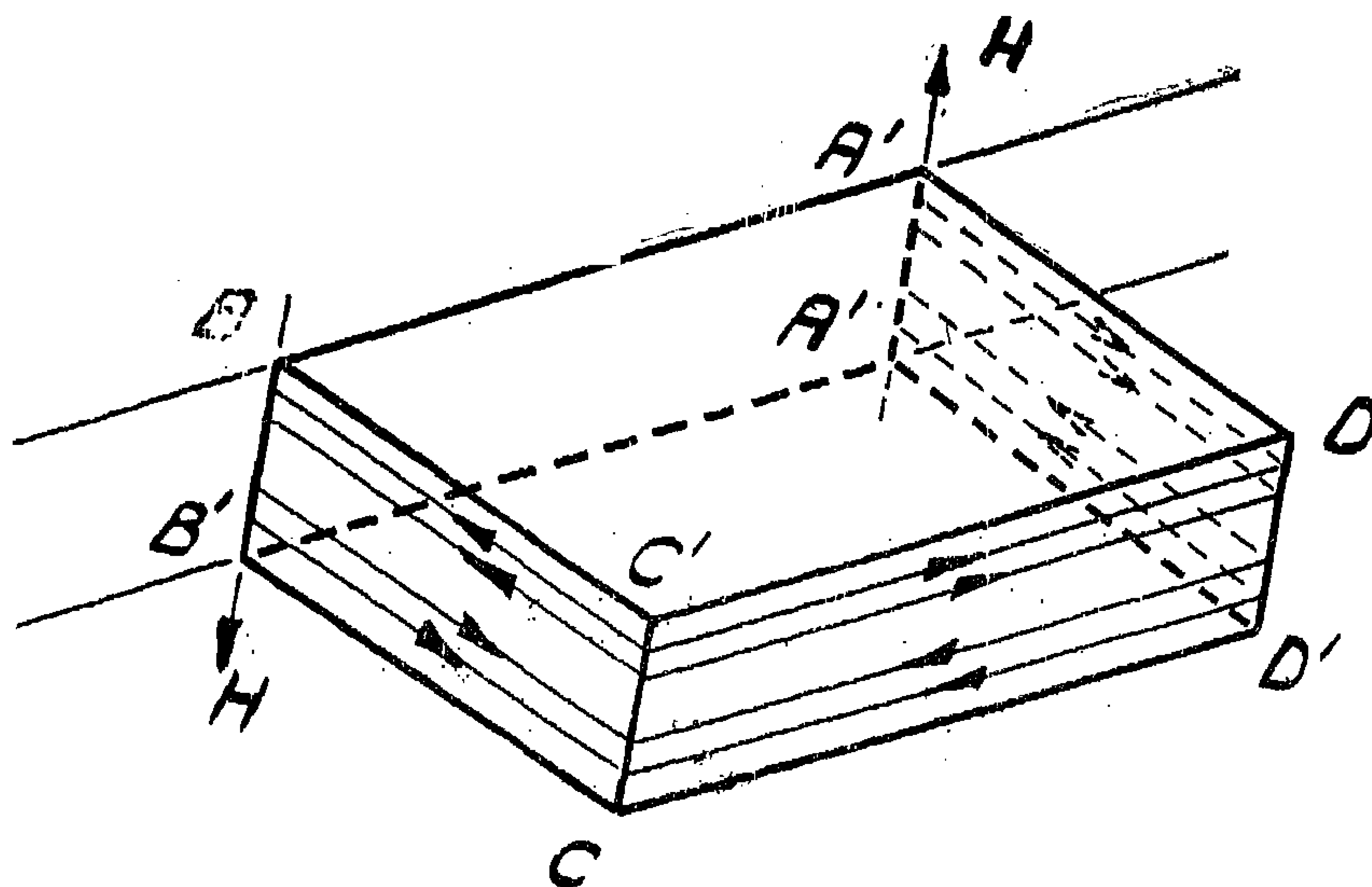


Fig. 3.

ON THE BOUNDARY CONDITIONS OF THIN PLATES

Dr. M. I. I. RASHED
Aeronautical Department, Faculty of Engineering, University of Cairo, Giza, Egypt.

Introduction

In the theory of thin plates the boundary conditions do not take into consideration the disturbance at the edges. The following is an attempt at investigating the effects of this disturbance on the boundary conditions.

I. The Kirchoff Boundary Conditions

In order that the assumptions made for the stresses in a thin plate be valid at the free edge, Poisson gave the three boundary conditions known after him. These three boundary conditions are more than necessary. Kirchoff through the introduction of a *statically* equivalent system reduced the conditions to the two conditions now accepted. This statically equivalent system removes the twisting couple distributed all round the edge and introduces a distribution of shearing forces (1, 2, 3, 4). This distribution of shearing forces and the shearing forces at the edge are balanced by the external force distribution. This is obviously asociated with disturbances in stresses and strains near the boundary. In the very words of Sir William Thomson (Lord Kelvin) and Peter Cuthrie Tait (5) this is expressed as follows :

> "This balancing system obviously cannot cause any disturbance (stress or strain) in the plate, except within a distance comparable with the sides of the rectangle ; and, therefore, when the same thing is done in all rectangles into which the edge is divided, the plate is only disturbed to an infinitely small distance from the edge inwards all round."

The distance from the edge inwards where the disturbance due to the boundary conditions could be felt is considered to be of the order of magnitude of the plate thickness. At a distance of double the thickness the disturbance becomes "practically insensible" (6).

To visualise the effect of the equivalent system, let us consider the static theory (7, 8) used in obtaining an equivalent system for a distribution of couples. This theory states ;

> "A distribution of couples all round the edge of a plate, round axes everywhere in the plane of the plate, and perpendicular to the edge, of any given amount per unit length of the edge, may be removed, and, instead, a distribution of force perpendicular to the plate, equal in amount to the rate of variation per unit length of the couple, without altering the flexure of the plate as a whole or producing any disturbance in its stress or strain except infinitely near the edge."*

With H representing the twisting moment per unit length and S denoting the length along the edge, the equivalent force distribution is given by $-\partial H/\partial s$.

However if we try to obtain the equivalent system for the twisting couple distributed on any part a b of the boundary, the force distribution $-\partial H/\partial s$ alone does not constitute an equivalent system. The value of the finite integral $\int_0^b -(\partial H/\partial s)\,.\,ds$ is not zero and the

*The wordings of Love (7) run as follows :

"A line-distribution of couples of amount H per unit length a plane closed curve S, the axis of the couple at any point being normal to the curve, is statically equivalent to a line distribution of force of amount $-\partial H/\partial s$, the direction of the force at any point being at right angles to the plane of the curve."

INFORMATION

- The editors welcome for publication engineering researches and articles as well as discussions on any material appearing in this periodical.
- This periodical does not hold itself responsible for the opinions expressed in it.
- Any material intended for publication must be sent to the Secretarial at either of the addresses of the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria.

SUBSCRIPTIONS

All members of the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria are ipso facto subscribers of this periodical.

Subscription for engineers P.T.60 per annum.

Subscription for others P.T.150 per annum.

Subscription per part 15 P.T. for Engineers.

HEAD OFFICES

Cairo : Egyptian Society of Engineers,
28, Ramses Avenue, Cairo. Tel. 52106.

Alexandria : Society of Engineers,
66, Nabi Daniel St., Alex. Tel. 22222.

ADVERTISEMENTS

THE PROCEEDINGS
OF THE ENGINEERING SOCIETIES

QUARTERLY SCIENTIFIC PROCEEDINGS

ISSUED BY

ENGINEERING SOCIETIES AT CAIRO AND ALEXANDRIA

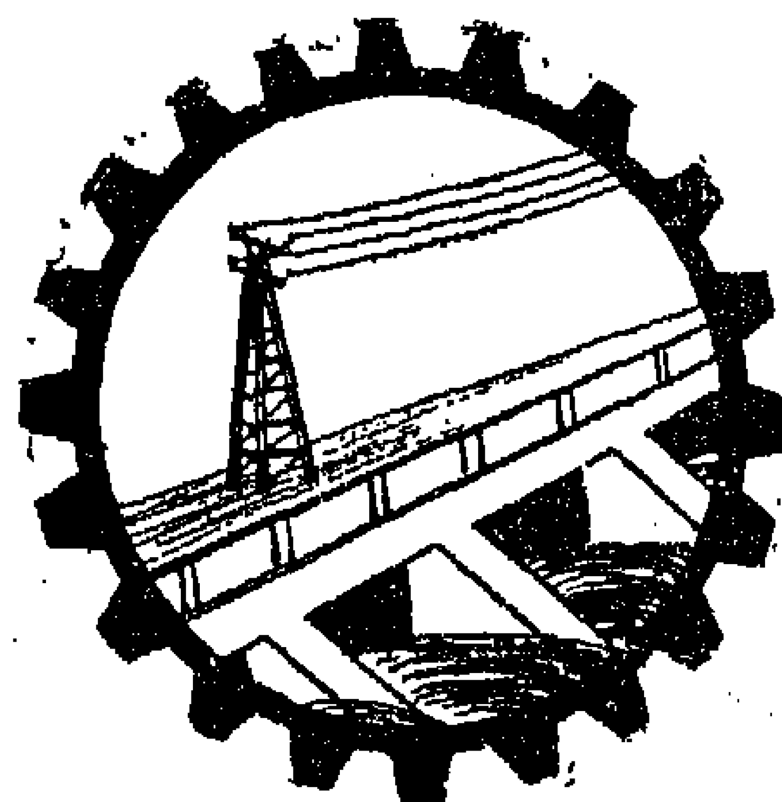
VOL. II — No. 3 — JULY 1963

CONTENTS

ENGLISH SECTION

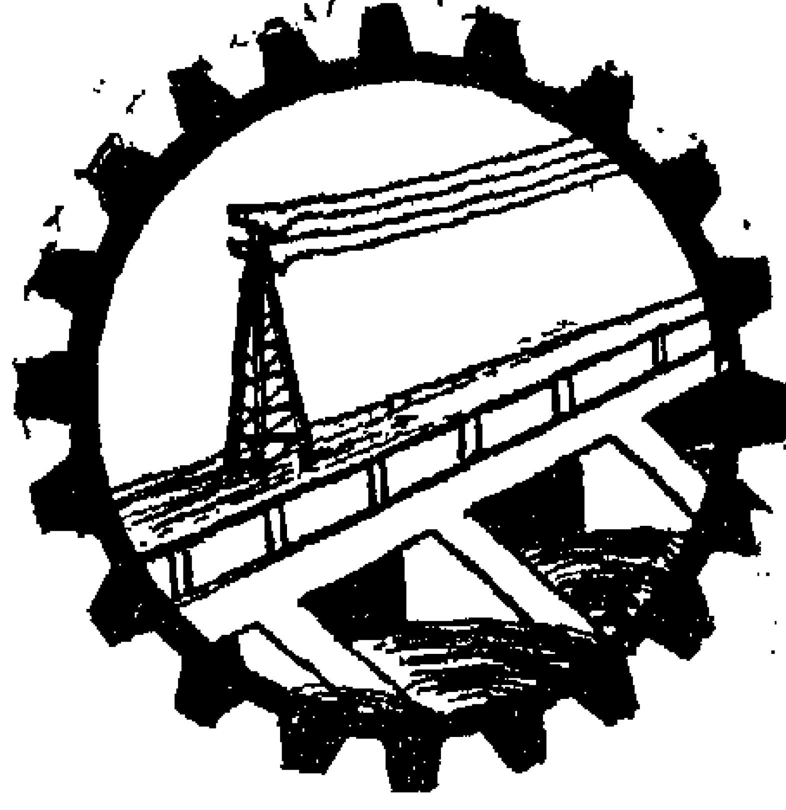
ARABIC SECTION

"Mondiale" Press — Cairo



THE PROCEEDINGS OF THE ENGINEERING SOCIETIES U.A.R.

JULY 1963
Vol. II
No. 3



مجلة

جمعيات المهندسين

ج.ع.م

العدد الرابع | المجلد الثانى | أكتوبر ١٩٦٣

المطبعة العالمية ١٦ ، ١٧ شارع ضريح سعد بالقاهرة

مجلة
جمعيات المهندسين
ج.ع.م
مجلة علمية هندسية – تصدرها كل ثلاثة شهور
جمعيتا المهندسين بالقاهرة والاسكندرية

السنة الثانيـــة | العدد الرابع | أكتوبر ١٩٦٣

محتويات هذا العدد

القسم العربى

القسم الأفرنجى

بيانات

مقر المجلة :

بالقاهرة
جمعية المهندسين المصرية
٢٨ شارع رمسيس بالقاهرة
تليفون ٥٢١٠٦

بالاسكندرية
جمعية المهندسين بالاسكندرية
٦٦ شارع النبي دانيال بالاسكندرية
تليفون ٢٢٢٢٢

الاشتراكات :

- جميع أعضاء جمعيتي المهندسين بالقاهرة والاسكندرية مشتركون في المجلة بحكم عضويتهم

لغير الأعضاء :

الاشتراك السنوى

للمهندس	للهيئات	للعدد الواحد
٦٠ قرشاً	١٥٠ قرشاً	١٥ قرشاً

- ترسل البحوث والموضوعات والتعليقات إلى أمانة التحرير بأحد مقرى جمعيتى المهندسين بالقاهرة والإسكندرية .
- ترحب المجلة بما يرسل إليها من بحوث وموضوعات هندسية وأى تعليقات علمية للمناقشة
- المجلة غير مسئولة عن الآراء التى تنشر وتعبر عن رأى كاتبها فقط

الإعلانات :

- مؤسسة مصر للطباعة والإعلان والنشر

١٤ شارع زكى بالتوفيقية - القاهرة تليفون ٥١٦٠١

لجنة التحرير

هـذا العـدد

فى ختام أعداد المجلد الثانى . يصدر هذا العدد لتكتمل به السنة الثانية من المجلة أعدادها .

وقد حققت المجلة بما أصدرته من أعداد ما كنا نرجوه لها . سواء فى مجال ما تنشره من أبحاث أو فى مجال الإخراج . حتى أثارت دهشة الأساتذة الأجانب الذين زاروا الجمهورية العربية المتحدة عند إطلاعهم عليها .

وقد كان هذا التقريظ دافعاً لنا على مداومة تطوير المجلة بمعونة الزملاء القراء . وصدق مشاعرهم وما وافونا به من آراء قيمة . حيث طالب الزملاء بإخراج أعداد خاصة من المجلة تناقش فيها الموضوعات الهندسية الهامة . وأمام هذه الرغبة الحبيبة فقد قررت لجنة المجلة إصدار عدد يناير القادم عن مشاكل الإسكان ليكون هذا العدد مكملا لما نوقش فى المؤتمر الهندسى العربى الثامن للاسكان والمؤتمر الأفريقى الآسيوى للاسكان اللذين عقدا بالجمهورية العربية خلال العام الحالى .

وليس هناك من شك فى أن المؤتمرات الهندسية تعتبر دلالة واضحة على فاعلية المهندسين وإندفاعهم فى سبيل الأخذ بأحدث الآراء والنظريات للوصول إلى الحلول الكاملة للمشاكل الهندسية المعاصرة .

والمجلة فى هذا العدد إذ تحيى مؤتمرى الإسكان العربى والأفريقى الآسيوى ترجو أن تداوم البلاد على الإكثار من عقد مثل هذه المؤتمرات لما يعود بالخير على بلادنا وعلى المهندسين فى كافة المجالات .

كما لا يفوت المجلة أن تحيى أعياد النصر التى سيحل موعدها أثناء صدور هذا العدد . . وتهنىء البلاد والمهندسين لهذه المناسبة الكريمة وترجو أن يجعل الله من أيامنا أعياداً خلف الرائد الملهم السيد الرئيس جمال عبد الناصر . .

والله الموفق إلى ما فيه خير جمهوريتنا العزيزة ؟

لجنة المجلة

الأشكال المعمارية فى تصميم المدينة

دكتور مهندس عبد الباقى ابراهيم

مقدمة :

لقد أصبح لدراسة التجسيم المعمارى فى تصميم المدن أهمية خاصة كمادة أساسية تربط مابين تخطيط المدن من جهة والعمارة من جهة أخرى وذلك فى الوقت الذى رست فيـه قواعد علم التخطيط وأصبح الموجه لحياة السكان والراسم للبيئة المعمارية لهم فى المدينة والقرية . ونستطيع من هذه الدراسة تلمس الأسس الأولية لتوضيح معالم الأشكال المعمارية ودراسة العلاقات الحسية التى تربطها .

وتبدأ هذه الدراسة فى مراحلها الأولى بالتكوينات التشكيلية التى تغلب عليها المسطحات ذات الملمس والألوان المتباينة أو المتجانسة . وهنا نستطيع أن نتحسس أبسط الأشكال إلى الذهن فى المستوى الأفقى ذا البعدين Two Dimensions كما نستطيع فى نفس الوقت التعرف على أبسط العلاقات الحسية Aesthetic Relationships التى تربط هـذه المسطحات بعضها ببعض .

وتدخل الدراسة بعد ذلك مرحلة ثانية فى التكوينات التشكيلية المبنية من الأشكال الصحيحة فى مختلف صورها . وفى هذه المرحلة ننتقل من التفكير السطحى إلى تفكير أكثر عمقاً عند ما يدخل الإتجاه الثالث عاملاً هاماً فى ربط العلاقات الحسية بين الأشكال السليمة النقية Pure forms . وينمو بذلك الإحساس بالأحجام Volumes وبما تخلقها من فراغات Spaces ثم بالعلاقات الحسية التى تربط هذه الأجسام بعضها ببعض أو تربطها بالفراغات التى تخلقها ثم بالعلاقات التى تربط هذه الفراغات .

وإذا كان للمرحلة الثانية للدراسة أثر فى التعرف على البيئة المعمارية من الدخل وذلك عندما تدخل المسطحات المختلفة الاتجاهات الثلاثة من الخارج فإن المرحلة التالية تنقلنا إلى البيئة على هدى ما تظهره المرحلة الثانية من نتائج . وهنا نستطيع التعرف على اتجاهات التصميم فى الفراغ Design in Space وذلك بالاعتماد على أثر ألوان المسطحات فى تحديد طبيعة الفراغات .

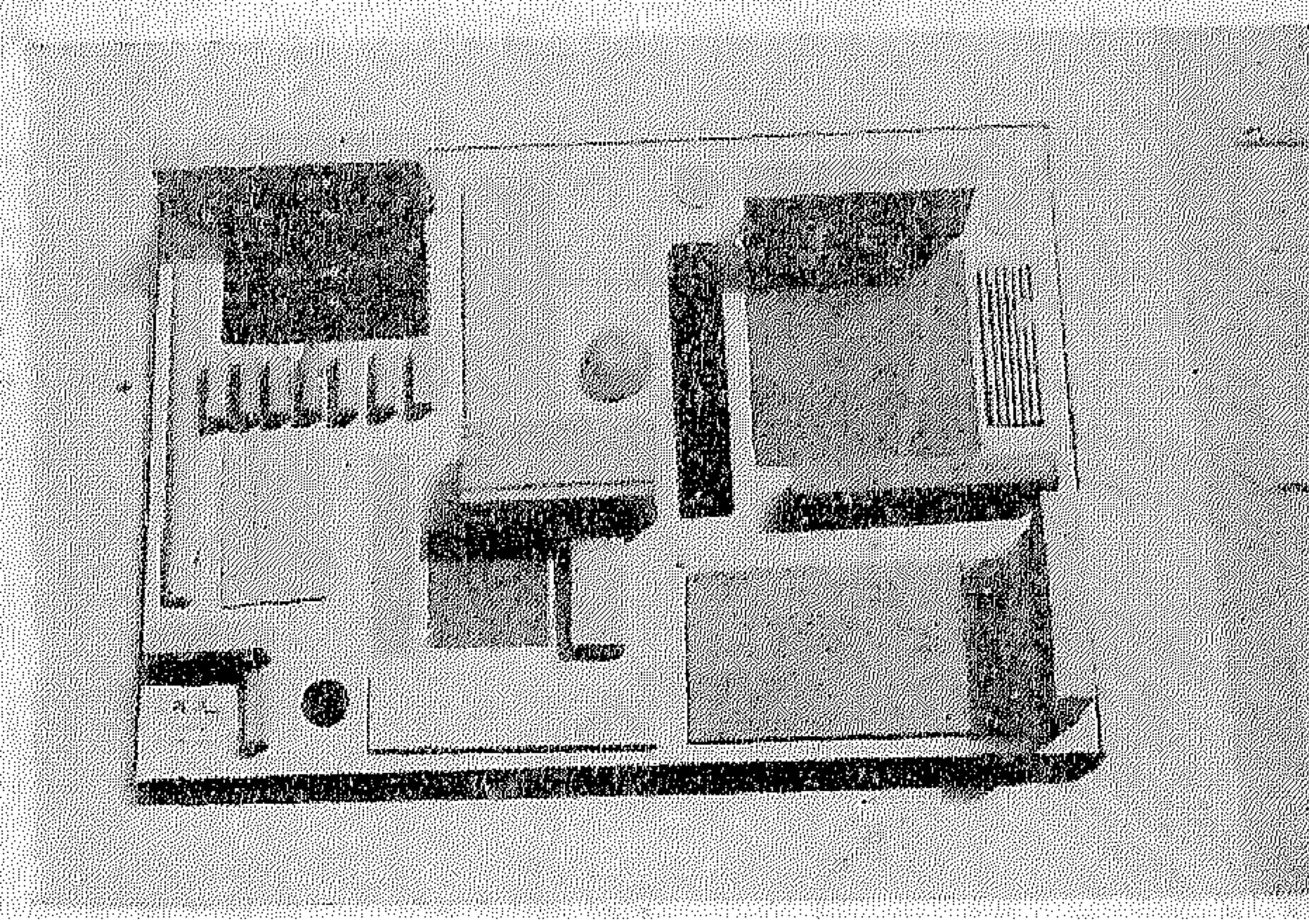
ونستكمل بذلك الإحساس بكل من المسطحات والأحجام والفراغات الداخلية والخارجية للبيئة المعمارية والتخطيطية . وفي ذلك تهيئة للانتقال إلى مجال التكوينات التي تعتمد على الأشكال الرنة Plastic forms حيث ينضج ويستقل الإحساس الشخصي بها .

ولا تنتهي الدراسة عند هذا الحد بل تنتقل بعد ذلك إلى عالم الواقع في توضيح المعالم الشكلية لطرق الإنشاء المختلفة . وما توصل إليه العلم الحديث في هذا المجال . وهنا نستطيع إدراك التكامل بين شطري الكيان المعماري المبني في عناصره المعمارية من جهة وعناصره الإنشائية من جهة أخرى على أساس الوحدة المشتركة التي تربطهما . ومن هنا أيضاً نستطيع ربط دراسة الأحجام والفراغات بالتأثيرات المختلفة التي تخلقها طرق الإنشاء الحديثة كأساس للتعرف على الاتجاهات الحديثة في العمارة والتخطيط ومدى تأثر تصميم المدينة بالأشكال المعمارية في تعبيراتها المختلفة وهو ما سنوضحه في هذا الدراسة الموجودة .

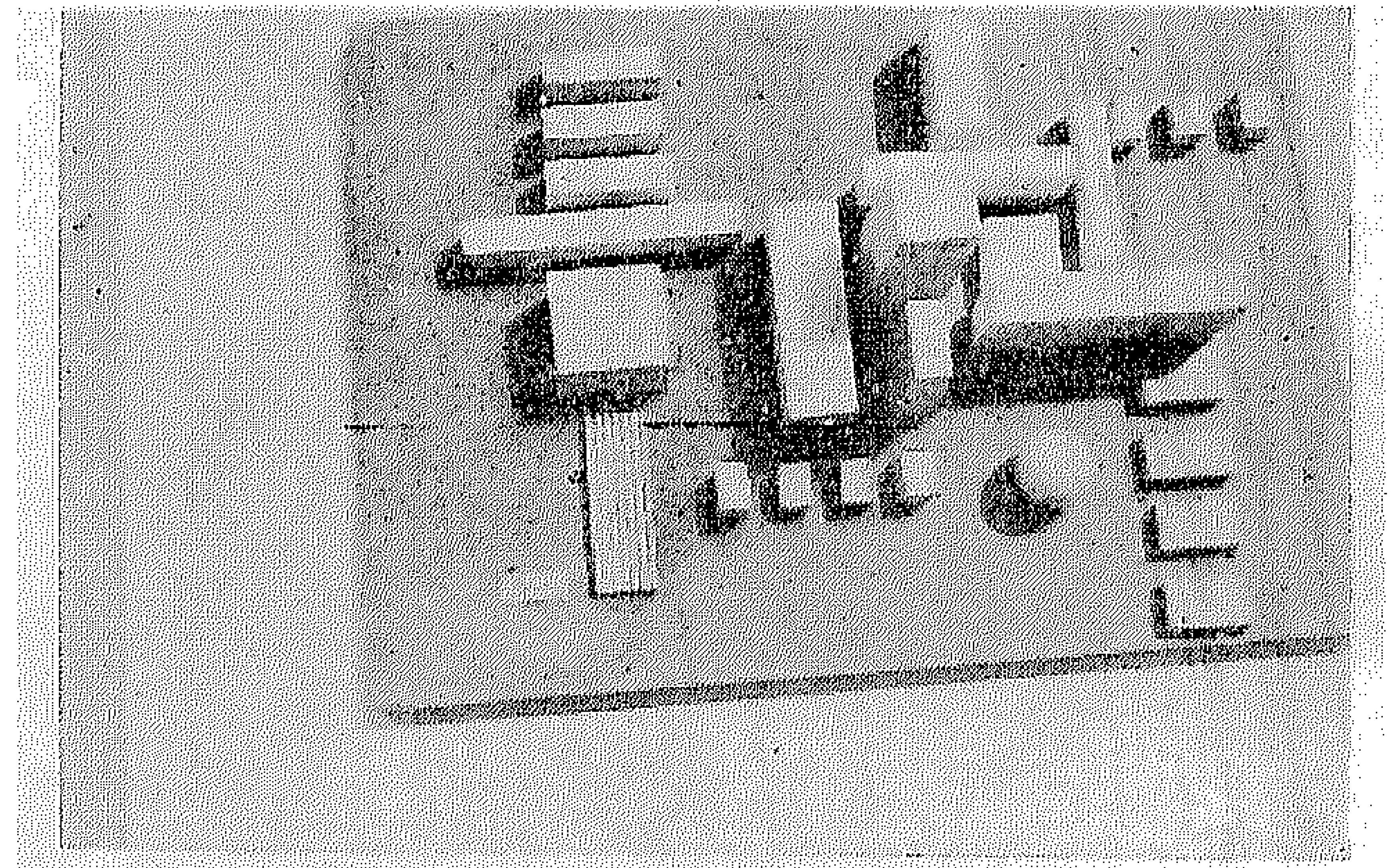
الاتجاهات الحديثة في العمارة وتخطيط المدن :

لقد تأثرت العمارة الحديثة باتجاهين معماريين رئيسيين: الأول مبدأ التعبير الواضح عن وظيفة المبنى وهذا ما نسميه Functionism والاتجاه الآخر الاعتبار الشكلي للمبنى ككتلة مجسمة مرنة وهذا ما يسمى Sculpturism وبالتالي انعكست هذه الاتجاهات على تصميم المدينة وعلى رسم العلاقات الحسية بين المباني في تجمعاتها المختلفة . فالاتجاه الأول يعتمد أساساً على التعبير النقي Purity لمواد وطرق الإنشاء الحديثة بعيداً كل البعد عن العناصر الزخرفية التي تركتها الطرز المعمارية على مر التاريخ . وقد كان للمرونة الكبيرة في استعمال المواد الحديثة في البناء أثر واضح على الاتجاه الثاني وأصبح التعبير المعماري بعد ذلك متأثراً بالفن التشكيلي بعد أن خدم الوظيفة الأساسية من الناحية المعمارية كعلم . ولم تعد الناحية الفنية في العمارة بعد ذلك قاصرة على استعمال المسطحات أو التكوينات المعمارية سواء أكانت في الداخل أو في الخارج في المبنى اعتماداً على إثارة العاطفة Sentimental Effect وتطور الاتجاه الثاني بعد ذلك ليدخل مرحلة خطيرة من مراحل العمارة الحديثة وذلك في الاتجاه الخيالي أو Fantasism وليس ذلك في الموضوعية المعمارية ولكن في استعمال المواد وطرق الإنشاء . وقد تعددت هذه الاتجاهات المجال المعماري لتدخل مجال تخطيط المدن وأصبح تخطيط المدينة في هذا الاتجاه قطعة من الفن التشكيلي لدرجة أفقدتها الغرض الأساسي من التخطيط الذي يهدف إلى إنفاق أقل التكاليف مع توفير أكبر قسط من الراحة للسكان . وقد سار هذا الاتجاه في طريق أخرج المخططين عن عالم الواقع إلى عالم الخيال المتسع . وقد يكون ذلك نتيجة طبيعية للتطور العلمي السريع الذي يسود العالم الآن . وإذا كان لهذا التطور أثره الكبير على مستقبل سلوك الفرد ومعنوياته الأمر الذي يجب ملافاته من الآن في رسم البيئة التخطيطية للمستقبل على أساس من الواقعية وخلق البيئة الصالحة للنمو الروحي والمعنوي عند السكان . وإننا هنا نعتمد على عامل التباين كأساس للحياة في العمارة أو في التخطيط وبمعنى آخر في البيئة الطبيعية للانسان . وإذا كان هذا التباين قد لا يوفر الغرض منه في البيئة العاطفية للانسان فحينئذ يكون للتجانس والتماثل أثر أكثر فعالية .

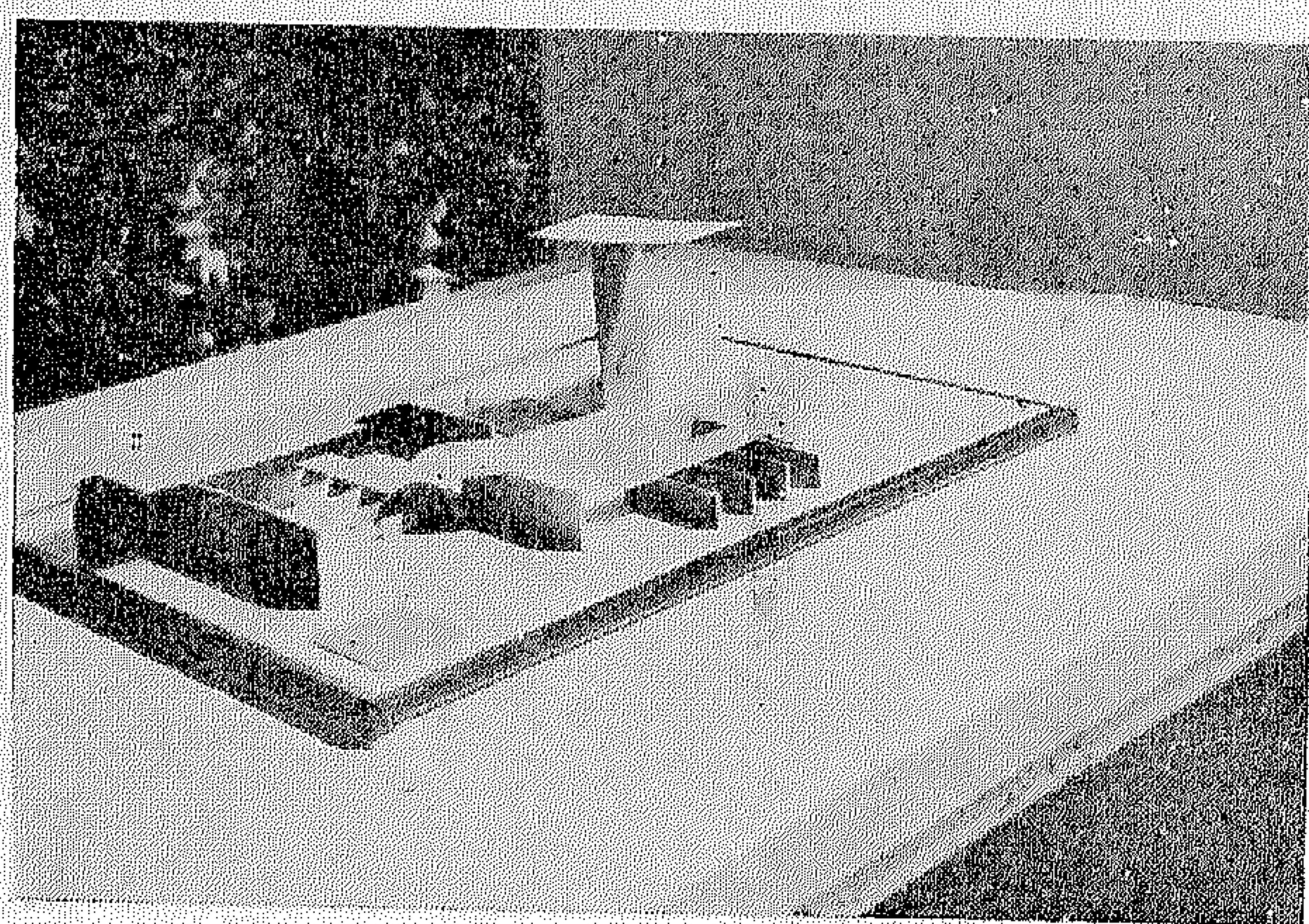
وقد تضاربت الفلسفات التخطيطية والمعمارية في هذا المجال فمنها ما تهدف إلى تركيز الحياة اليومية في مكان العمل كما يتصور Helberzeimer & Le Corbusier ثم الابتعاد عن هذا الجو على فترات متباعدة أو متقاربة إلى بيئة متباينة . ومنها ما يهدف إلى خلق البيئة المتغيرة التي يعيش فيها الانسان حياته اليومية كما يتضح في المدرسة الانجليزية



←
نموذج للاتجاه الأول تظهر فيه العلاقات الحسية بين المسطحات والأشكال البسيطة



→
نموذج للاتجاه الثانى تظهر فيه العلاقات الحسية بين الأحجام وهى مبنية على عاملى التباين والتجانس فى الاتجاهات العامة للتكوين



←
نموذج للاتجاه الثالث تظهر فيه العلاقات الحسية بين المسطحات بألوانها المختلفة

للتخطيط ، وكما يتصور المتأثرين بروح التخبط فى العصور الوسطى ، وعلى ذلك فقد تعتبر المدينة فى نظر المبدأ الأول جسما واحداً يؤدى أغراض الحياة اليومية للانسان وهنا يكون المجال للتكوين الشكلى Sculpturism للمدينة واضحاً فى تكوينها العام كوحدة وليست كما هى فى نظر المبدأ الآخر حيث تكون المدينة جزءاً عضوياً Organic من البيئة التى تنشأ فيها وتنفعل وتتأثر بظروفها الطبيعية والانسانية .

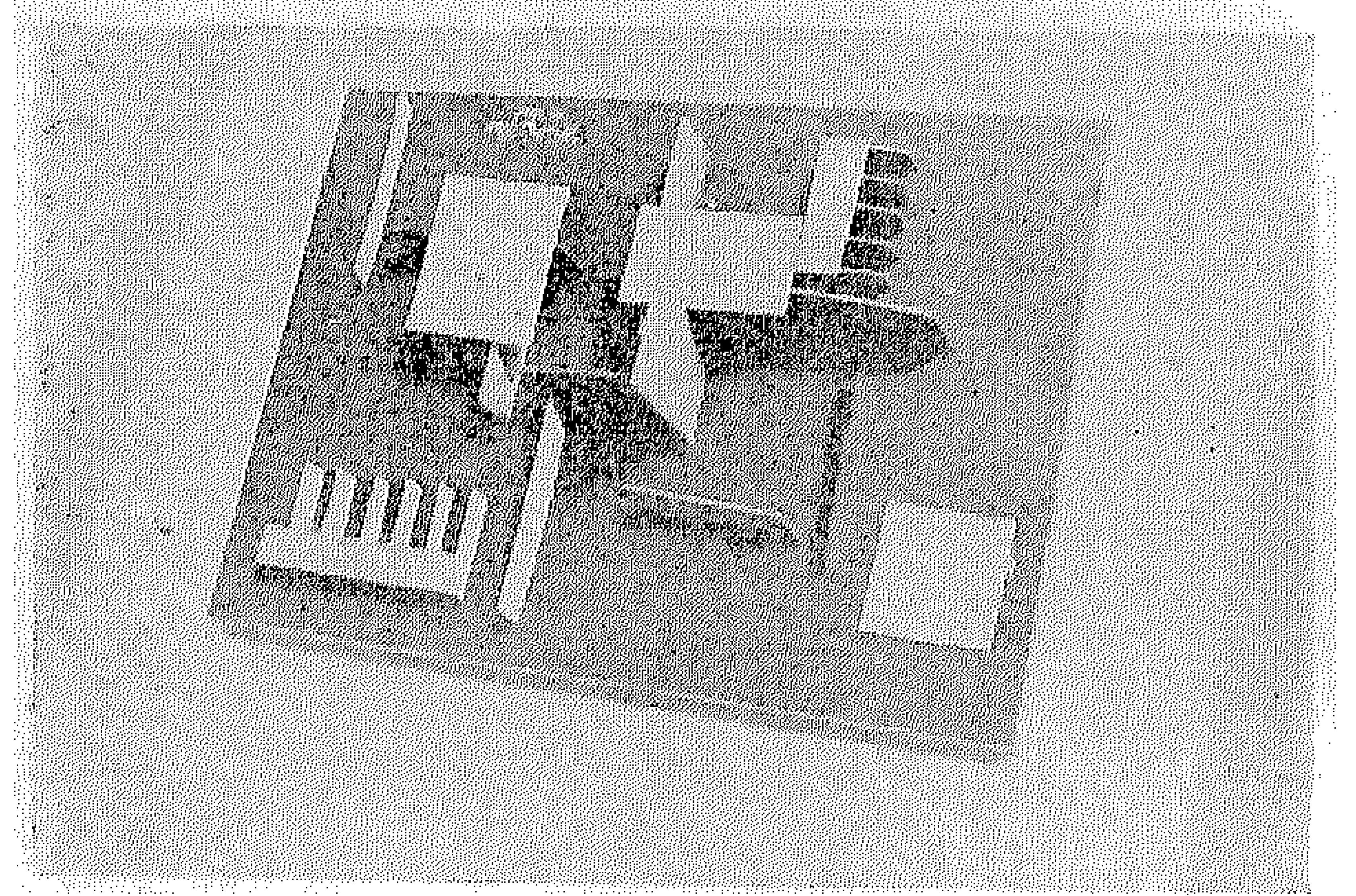
الأشكال السليمة والمرنة :

وإذا كانت هذه الاتجاهات تؤثر على الكيان الطبيعى للمدينة ككتلة مبنية فالتجسيم فى تصميم المدينة يتأثر أصلا بالتجسيم المعمارى لما بها من منشآت . والمبنى فى حد ذاته يتخذ فى شكله العام اتجاهين فى التجسيم فاما أن يكون هذا التجسيم سليما صريحاً نقياً Pure form وأما أن يأخذ هذا التجسيم أشكالا يلعب فيها الفن التشكيلى دوراً كبيراً فى الأشكال المرنة . وهذا يعطينا مجموعة لانهاية لها من الأشكال والاتجاهات والتعبيرات المختلفة . وتلعب هذه الأشكال سواء أكانت من الأشكال السليمة Pure forms أو من الأشكال المرنة Plastic forms دوراً كبيراً فى تصميم المدينة . فبينما تحدد الأشكال الأولى الهيكل العام للتصميم فى اتجاهاته وفراغاته ومسطحاته تتخذ الثانية موقفاً حراً بكيانها المنفصل بينها ، وهى فى هذه الحالة تقف موقف المكعب أو الاسطوانة التى يتساوى ارتفاعها مع قطرها بين مجموعة الأشكال ذات الاتجاهات المختلفة . وقد تتخذ الأشكال المرنة Plastic Forms خطوطها الأولية من تغيير موضعى Deformation للأشكال السليمة Pure forms وتتطور بعد ذلك لتبنى من مجموعة أو مجموعات من هذه الأشكال إلى أن تتبلور لدى المصمم الإحساسات بالصور المختلفة أو التعبيرات المختلفة للفن التشكيلى على الكيان الكلى للعمارة .

العلاقات الانسانية فى تصميم المدينة :

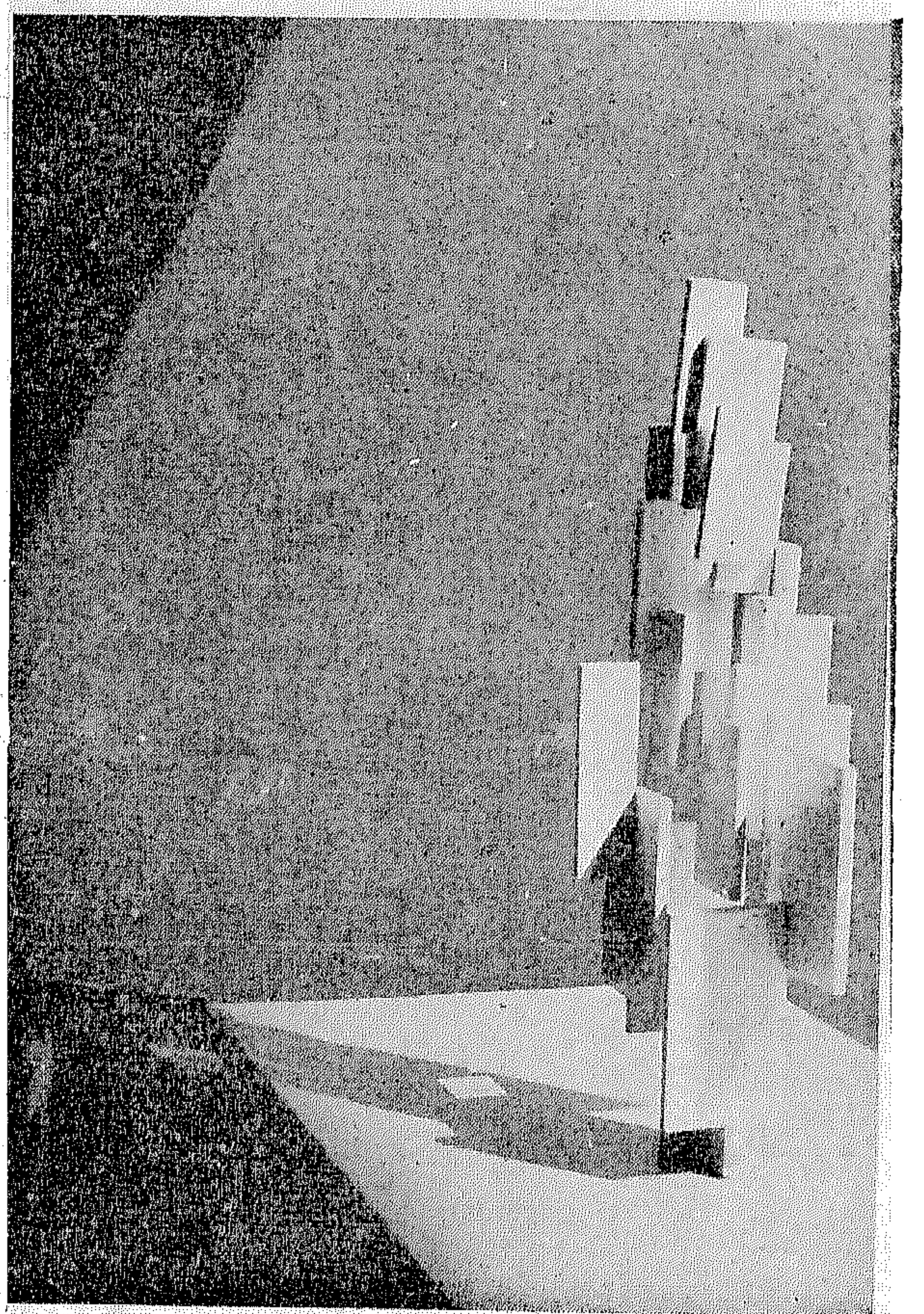
وتوضح الطرق المختلفة فى تصميم المدينة Civic design والتى لا تعتمد على التكوين الشكلى مدى تطبيق هذه الاتجاهات فى كل منها . وتختلف هذه الطرق من منطقة إلى أخرى فى المدينة تبعاً لحجم التجمعات السكانية ومقدار السلوك والعلاقات الإنسانية التى تربط تحركات السكان فى أوجه نشاطهم المختلفة . وهذه العلاقات الإنسانية بدورها تختلف من منطقة إلى أخرى فى المدينة تبعاً لمدى الحرية الاجتماعية التى يمارسها السكان فى كل من هذه المناطق . ومع حدود هذه الحرية يتحدد مدى الحرية فى تصميم المدينة . ومن الواضح أن مدى هذه الحرية يضيق فى منطقة وسط المدينة ويتسع كلما اتجهنا بعيداً عنها حتى يبلغ مداه فى المناطق المفتوحة خارج المدن . وعلى هذا الأساس تحدد طبيعة الخطوط الرئيسية التى يبنى عليها تصميم المدينة فى مختلف المناطق بها . وتتخذ طبيعة هذه الخطوط بطبيعة وشكل التكوين الطبيعى للمنطقة التى تساعد فى تحديده شبكة الطرق الرئيسية التى رسمها التخطيط العام للمدينة .

ولما كانت الطرق الرئيسية للمدينة تؤدى اليوم وظيفتها كشرايين للمرور فإن العلاقة الحسية بينها وبين تصميم المدينة يصبح غير ذا موضوع . ومع ذلك فإن ضيق مدى الحرية فى بعض المناطق يعطينا مبرراً لاتخاذ هذه الشرايين كخطوط بداية Datum lines فى تصميم المدينة . وتأخذ خطوط البداية اتجاهاً واحداً إذا كان الموقع العام يغلب عليه هذا الاتجاه وإلا تعددت هذه الخطوط موازيه للاتجاهات الرئيسية للطرق المحيطة بالمنطقة وابلغ هذه الأمثلة ماتراه فى التخطيط العام لجامعة بغداد الجديدة للمهندس Gropius & partners وربما كان فى هذا الاتجاه صدى لتخطيط المدن فى العصور الوسطى . وسواء أخذت خطوط البداية اتجاهاً واحداً أو اتخذت لها عدة اتجاهات فإنها تسير بعد ذلك فى صورة وحدات قياسية عامة Units تشمل جميع أجزاء الموقع وتتحرك فى نطاقها المبانى المختلفة سواء منها ماله شكل سليم Pure form أو ما اتخذ له شكلا مرنا Plastic form ولا تتقيد هذه الوحدات بالاتجاهين المتعامدين بالنسبة لخطوط البداية ولكن الوحدة المساحية قد تتخذ أشكالا مختلفة تبعاً

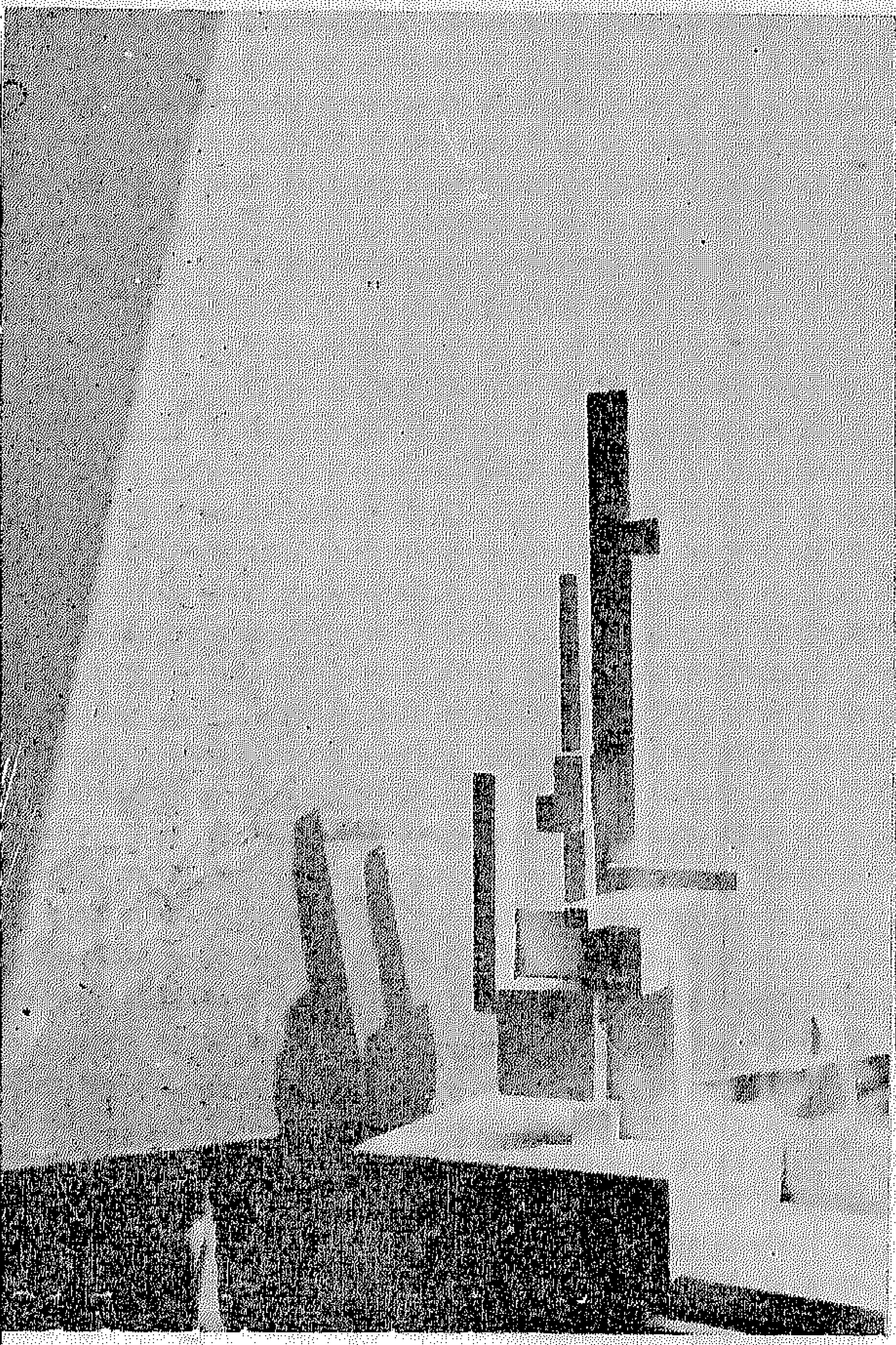


→ نموذج للتمرين الثالث حيث يستطيع الطالب التعرف على الفراغ الذى تخلقه المسطحات فى اتجاهاتها المختلفة

↓ نموذج للاتجاه الرابع حيث نتطور إلى التعرف على الأشكال المرنة وكيانها فى الفراغ وذلك باستعمال الشرائح الخشبية



↓ نموذج للتمرين الرابع استعملت فيه المكعبات الخشبية



للاتجاه العام فى التصميم أو لطبيعة المساحة المبنية وشكلها ولاتجاه المبانى فيها .

وإذا رجعنا إلى تاريخ تخطيط المدن وجدنا أن الرومان وهم أول من كتب القانون فى العالم قد اتخذوا فى تخطيط الأجزاء الأربعة فى مدنهم الجديدة التى يقسمها كل من الشارعين المتعامدين بها Cardo & Decumanos وحدات ثابتة يسير عليها تقسيم المناطق المختلفة من المدينة . وكان طول الوحدة منها ٤٠ متراً تتكون من مضاعفاتها المساحات المختلفة المخصصة للبناء وتفصلها الشوارع والطرقات الفرعية فى المدينة. وقد تكرر استعمال هذه الوحدات فى تقسيم المعسكرات كما كانت تستعمل فى تقسيم الأراضى الزراعية على الفلاحين من أسرى الرومان . وهكذا نجد أن استعمال هذه الوحدات ما هو إلا تعبير لاحترام النظام والقانون وقد كانت هذه صفة من صفات الشعب الرومانى حينذاك . ولكن مع مرور الزمن وتطور المدن الرومانية لم تلبث المدينة إلى أن تتخلى عن هذه القواعد وهذه الوحدات فى مناطق امتدادها ، وهذا انعكاس طبيعى لصورة العلاقات الإنسانية التى كان يتميز بها المجتمع الرومانى .

وقد ظهرت مثل هذه الاتجاهات كذلك فى بعض مدن العصور الوسطى ولكن على أساس خطوط البداية الموازية للاتجاهات الرئيسية للطرق المحيطة بالمناطق المختلفة والتى ظهر فى وسطها نتيجة لذلك تلك الصور المميزة لميادين العصور الوسطى .

وكلما اتسع مدى الحرية فى العلاقات الإنسانية اتسع مدى الحرية فى اختيار العلاقات الحسية التى تتحكم فى مجموعات المبانى ، إلى أن تتلاشى هذه العلاقات فى حالة المبانى المنفصلة المتناثرة فى المناطق الخضراء وهو ما تعبر عنه بالتخطيط المنفصل Pavilion type وتلعب الأشجار فى هذه الحالة دورها الكبير فى قطع العلاقات الحسية بين المبانى المختلفة . وهنا يستطيع المبنى الواحد أن يتحرر فى اختيار مظهره وتعبيره سواء أكان ذلك فى الشكل المرن Plastic form أو فى الشكل السليم النقى Pure form .

التعبير المعمارى :

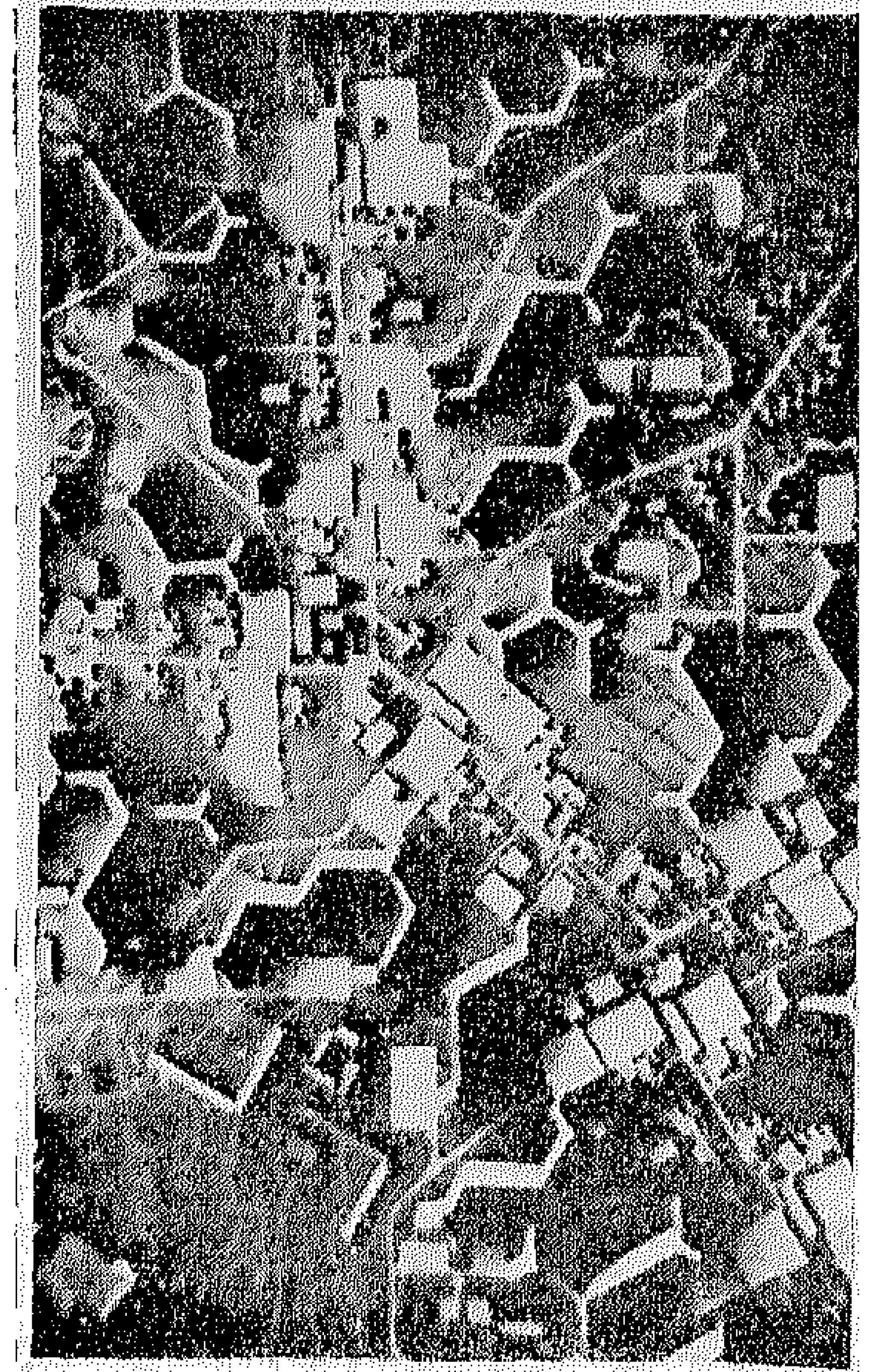
وتختلف بذلك التعبيرات المعمارية للمبانى فى كل من أشكالها المختلفة سواء أكانت هذه التعبيرات فى التصميم المتكتل Compact أو فى التصميم المنفصل Pavilion type أو فى التصميم فى الفراغ Design in space أو فى التعبير الوظيفى Functionism أو فى التعبير النقى Purity أو فى التعبير الشكلى Sculpturism أو فى طرق الإنشاء كأساس للتعبير المعمارى .

وإننا هنا لا نريد أن نتطرق إلى مقاييس الجمال فى العمارة أو مناقشة آراء القدامى مثل فيتروفيوس Vitruvius وكتبه الاثنى عشر أو البرتى Alberti أو بالاديو Paladio وفلسفاتهم المعمارية أو آراء غيرهم من فلاسفة العمارة المعاصرين الذين وضعوا مقاييس مختلفة للجمال فى العمارة . ظهرت نتيجة لتحليلاتهم للنسب المعمارية المبنية على دراسة المسطحات والتكوينات المعمارية . ولكننا هنا نعالج العمارة أو التخطيط فى اتجاهاتها الثلاثة .

وهكذا تتفتح أمامنا مجالات أكثر فى الفلسفات والنظريات المعمارية فى إطار التخطيط العام أو التصميم الحضرى Civic design للمدينة وذلك فى سبيل التعبير عن البيئات المعمارية أو التخطيطية المختلفة التى يعيش فيها الإنسان فى مختلف الظروف الاقتصادية والاجتماعية والطبيعية التى تتأثر بالتقدم العلمى للانسانية .

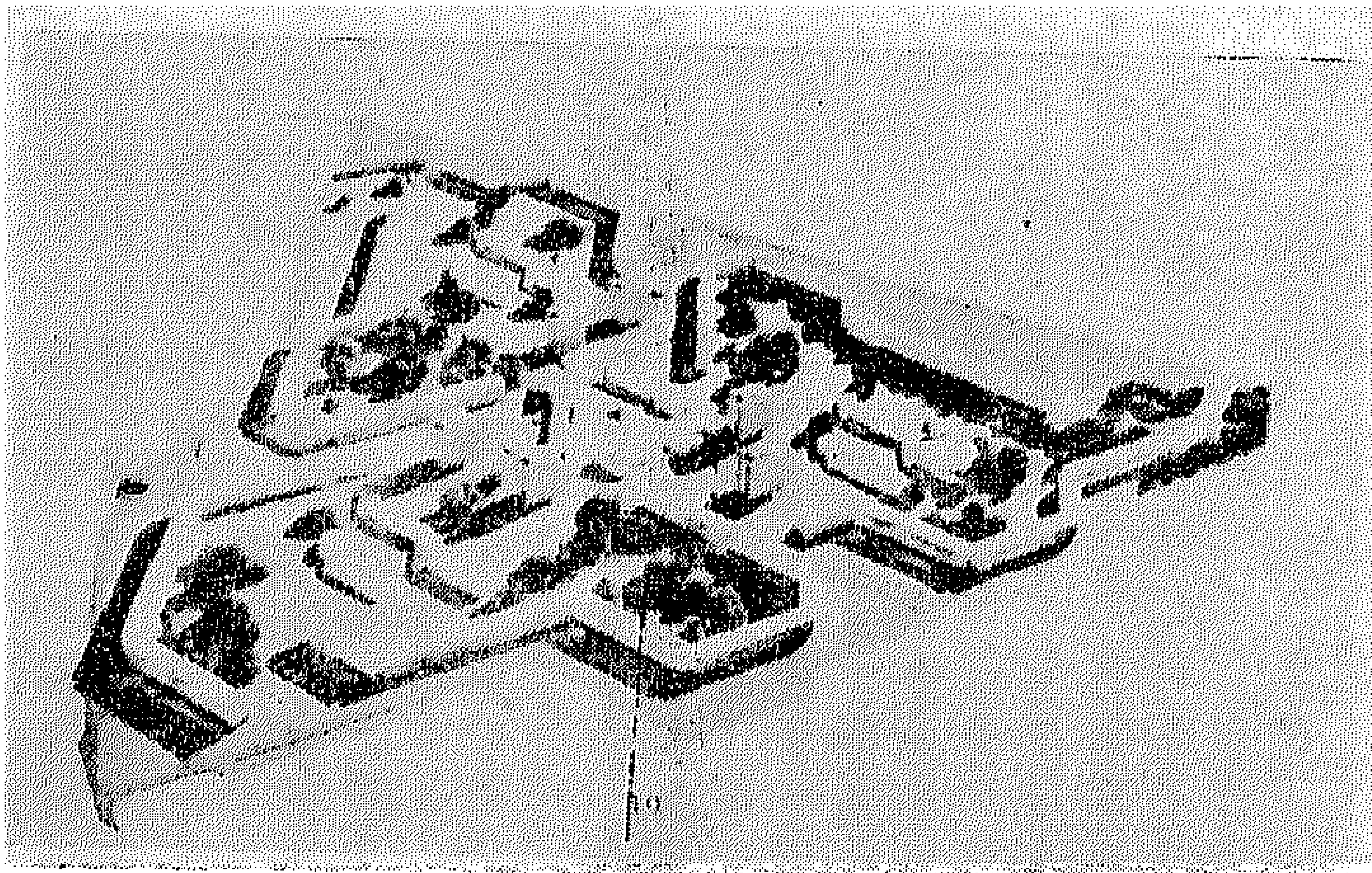
الاتجاهات الثلاثة فى التخطيط :

وعندما تدخل عمليات التخطيط دورها النهائى يبدأ دور تصميم المدن Civic design عمله ليحدد العلاقات الحسية Aesthetic relationships بين أحجام المبانى والفراغات التى بينها ويرسم الصورة المتحركة لمجموعات المبانى مع ما يحيط بها من الأشجار والمناظر الطبيعية أو الصناعية. ودور تصميم المناظر الطبيعية Landscape واضح فى إخراج هذه الصورة بإيجاد التكامل بين المبانى وبين ما يحيط بها من معالم طبيعية تملأ الفراغات التى تخلقها هذه المبانى وتشمل هذه



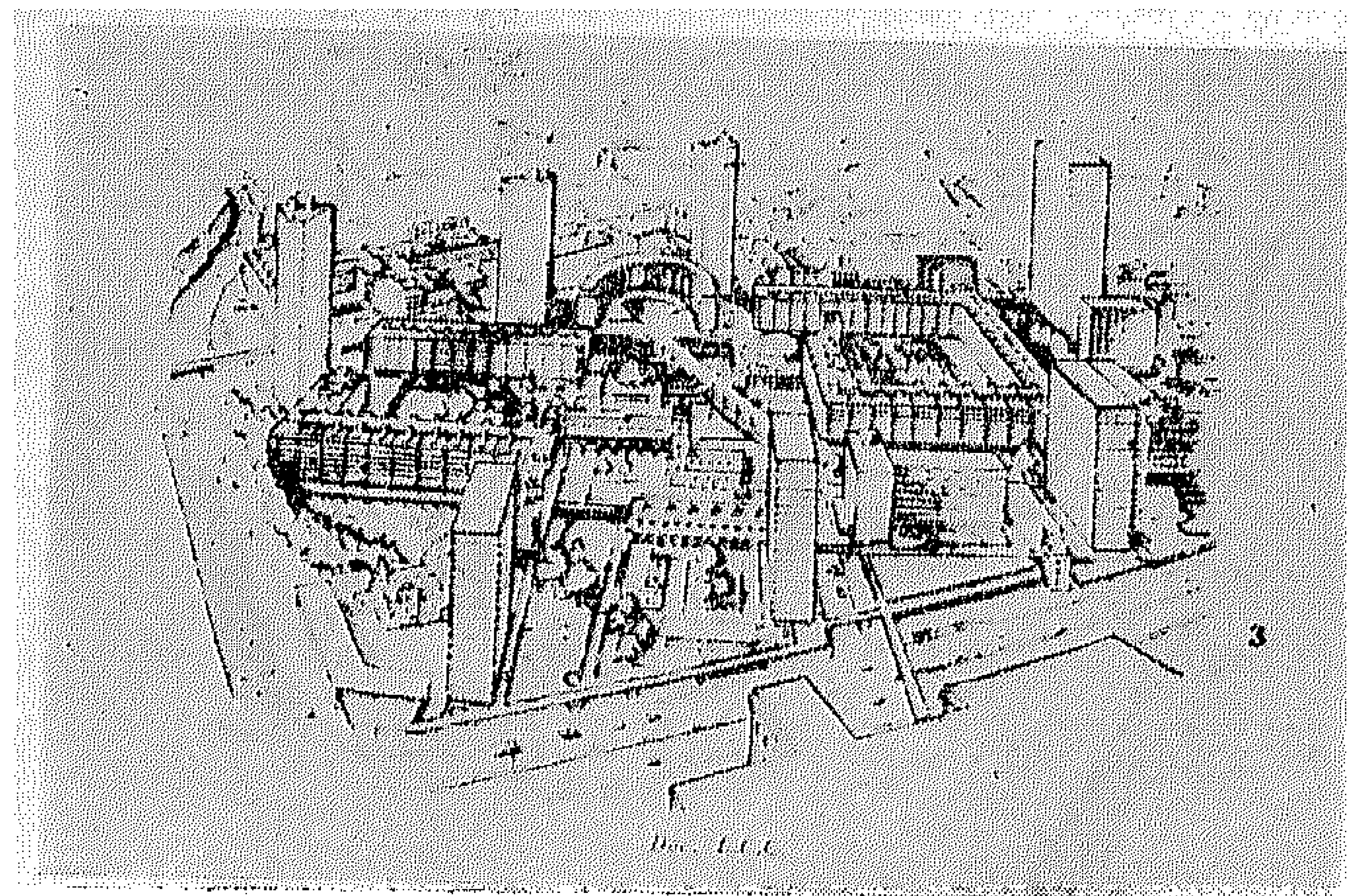
←

(١) مدى تطابق الحرية فى العلاقات الإنسانية للمجتمع مع الحرية فى رسم العلاقات الحسية للمبانى كما تظهر فى إحدى المناطق السكنية الجديدة فى مدينة تولوز
Toulouse le Mirail



→

(٢) خطوط البداية الموازية لمحيط الموقع ترسم الوحدات التخطيطية التى تسير عليها الاتجاهات المختلفة للمبانى وتحدد طبيعة الفراغات المعمارية فى المنطقة السكنية فى مدينة جانيس Ganesse بفرنسا



←

(٣) العلاقات الحسية للمبانى فى اتجاهاتها المختلفة وسلسلة الفراغات المعمارية التى بينها تتضح فى مشروع المجلس البلدى لمدينة لندن فى إعادة تخطيط حى باربيكان

المعالم الأشجار والنباتات بأنواعها ثم الطرقات المرصوفة والمشايات والصخور وبرك المياه والنافورات والمقاعد وأعمدة النور . وكل ما يعطى للصورة الحياة والجمال وهكذا نرى أن اختيار نوع الأشجار ووضعها بالنسبة للمبانى عمل مكمل للتصميم العام للبيئة المعمارية .

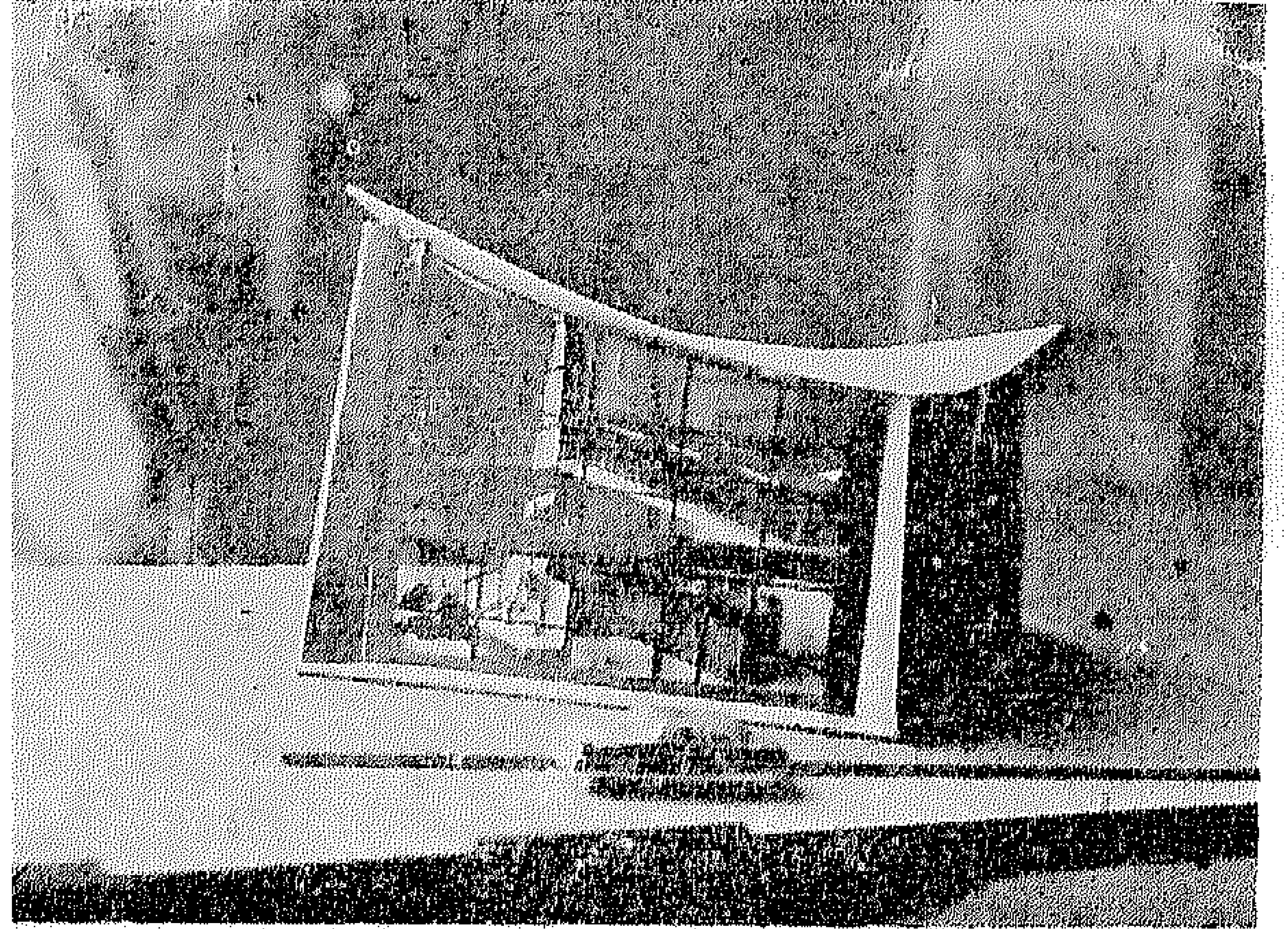
وتتحكم فى العلاقات الحسية Aesthetic relationships بين المبانى فى التخطيط الحديث عوامل منها : —

١ — الارتفاع .
٢ — التوجيه .
٣ — طبيعة الأرض .
٤ — نوع المبانى (سكنية أو عامة) .
٥ — استعمال الفراغات التى بينها . وتختلف هذه العوامل من بلد لآخر تبعاً لمناخه وجغرافيته .

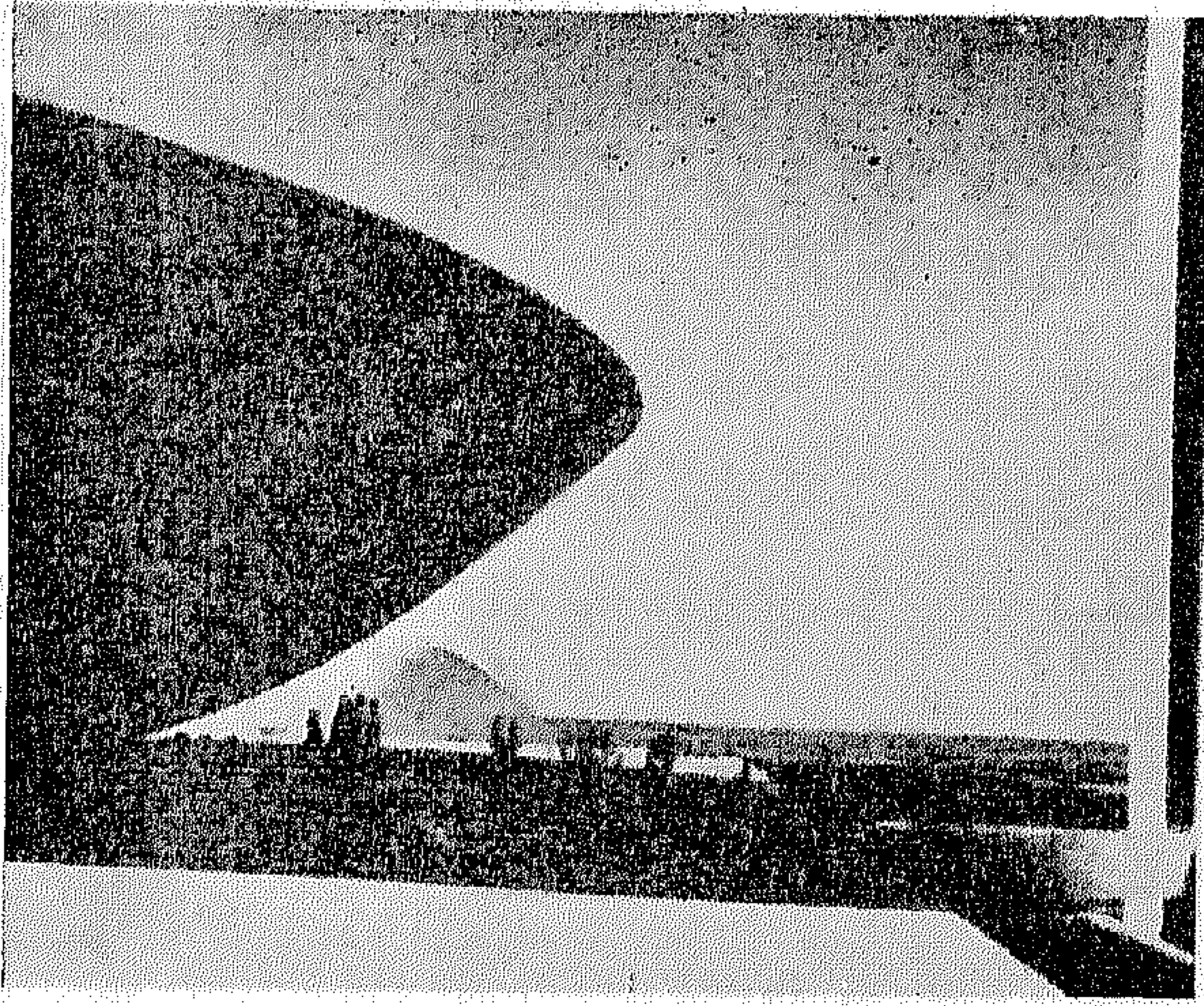
وهكذا تتلاشى أهمية الشارع فى رسم هذه العلاقات . ويقتصر على كونه شريان للمرور بين المجموعات المختلفة من المبانى — وقد حاول بعض المخططين وضع أسس ونسب معينة لتحديد هذه العلاقات . وبين هؤلاء كاميللوسيتى Camillo Sitte الذى حدد النسبة المستعملة فى المبانى لتكون ١ : ٢ فى الاتجاهين الرأسى والأفقى حتى يكون ارتفاع المبنى مساوياً لضعف أو لنصف طوله . ومنهم من ربط مساحات الفراغات بأطوال وارتفاعات المبانى المحيطة بها . وكما هو الحال فى مثل هذه النظريات لا يمكننا العمل بهذه النسب مدة طويلة فالنظرة إلى الجمال أو الطبيعة لا تحددها نسب ولا تتحكم فيها قواعد وتختلف نظرة الإنسان إلى الأشياء تبعاً لاختلاف إحساساته وطبيعته وللبيئة التى يعيش فيها . وهنا تظهر مقدرة المخطط فى هذا المجال .

وكثيراً ما تقف الإمكانيات العملية فى سبيل إيجاد الصورة الواقعية للعلاقات الحسية بين المبانى المختلفة من ناحية الحجم وكذلك العلاقة بين الفراغات المختلفة التى تخلقها هذه المبانى . فليس أمام المخطط إلا إمكانية التعبير بالرسم فى اتجاهين أو بالتجسيم فى الاتجاهات الثلاثة للنماذج . فالرسم فى اتجاهين ما هو إلا أبسط الوسائل التى يتبعها المخطط للوصول إلى غرضه . سواء كان الرسم للمساقط الأفقية والرأسية أو للمنظورات المختلفة من الأماكن التى يحددها المخطط والنقط الثابتة لعين الشخص الواقف أو الجالس كل هذه محاولات للوصول إلى الصورة الواقعية للتخطيط . ولكن عامل الحركة لا يزال مفقوداً فى هذه المحاولات . وعامل الحركة تعبير عن الصورة المتحركة التى يراها السائر فى الفراغات التى بين المبانى المختلفة . فليس فى الوقوف أو السكون التعبير الحى كما فى الحركة والحياة . والمحاولة الأخرى للحصول إلى الصورة الحية والواقع تظهر فى النماذج المجسمة لمجموعات المبانى المختلفة . وحتى هذه المحاولة لاتعبر إلا عن الواقع بالنسبة لحركة عين الطائر أو الذين يعيشون فى السماء وتفتقد التعبير عن الواقع بالنسبة للذين يعيشون على الأرض وعن الإحساس بالمقياس Scale الذى يحدده جسم الانسان الطبيعى . فكثيراً ما تختلف إحساسات الفاحص لتصميمات ونماذج المشروعات التخطيطية المختلفة عن إحساساته عند ما ينتقل إلى واقعها ويتجول بين أنحائه والتطور محاولات تصور الواقع فى التصميمات والنماذج يمكن زيادة حجم النماذج حتى تسمح بمرور آلة تصوير سينمائى صغيرة ترتفع عدستها بمقدار نسبة ارتفاع عين الانسان فى مقياس رسم النموذج لتتحرك فى اتجاه التصميم المختلفة لترسم أقرب الصور إلى الواقع وبعرض هذا الفيلم نستطيع التعرف على أقرب الإحساسات للانسان الذى يعيش فى واقع التصميم .

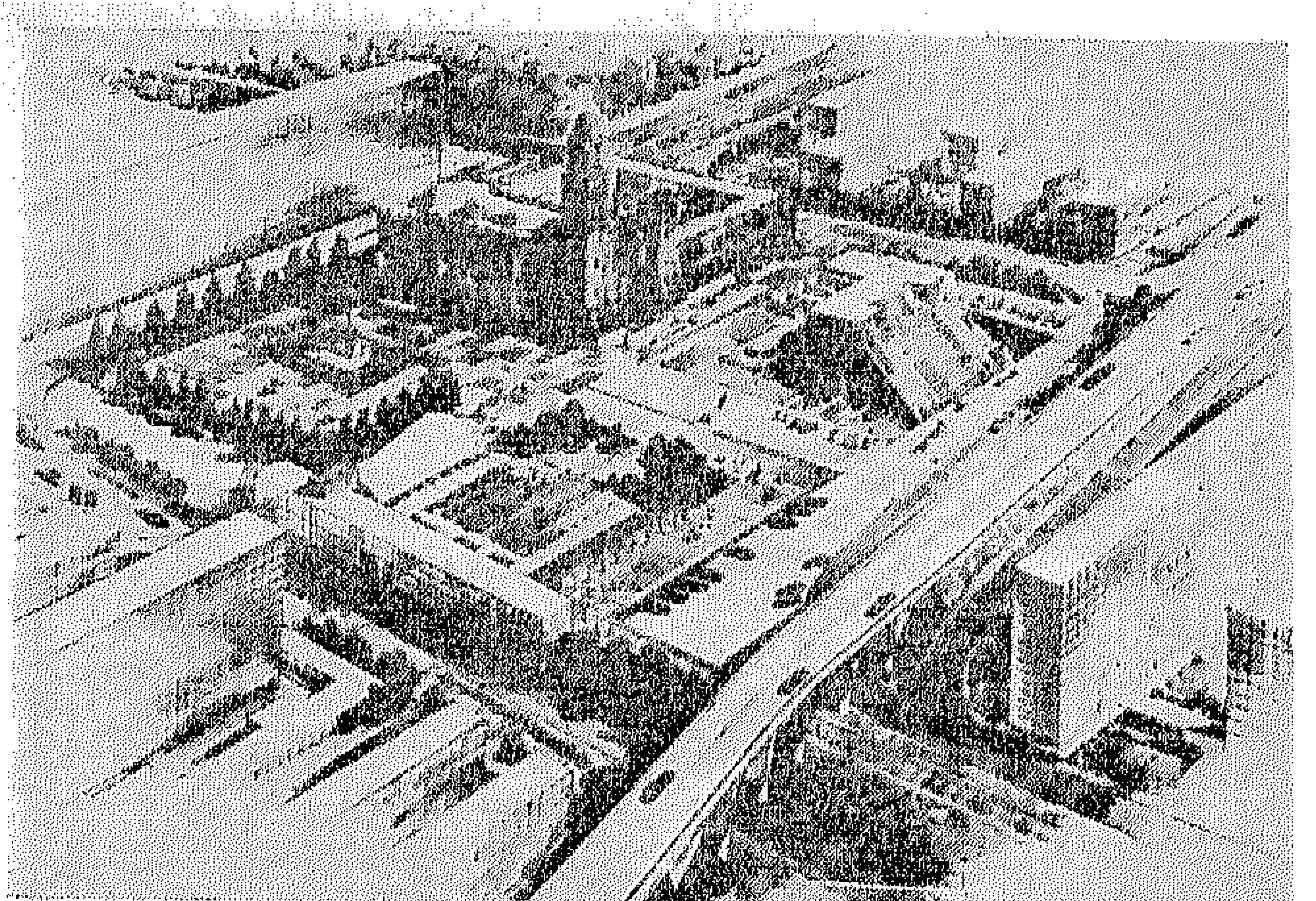
وترجع دراسة وتحليل العلاقات بين المبانى والفراغات التى تختلقها إلى فترة العصور الوسطى عند ما نشأت كثير من المدن التى ضمت كثير من الميادين التى تعتبر بحق من أبلغ الأمثلة للتكامل الحسى بين المبانى والفراغات التى بينها من حيث الارتفاعات ومواد البناء والرصف . ومن حيث وضع التماثيل والنافورات التى تتخذ مواقعها فى جوانب وأركان الميادين ، ومن حيث وجود عامل المفاجأة والتتابع عند الانتقال من مساحة إلى أخرى ثم الإحساس بالجمال فى



→
نموذج يتضح فيه مدى التكامل بين العنصر الإنشائى والعناصر المعمارية فى شكل مرن يتمثل فيـــه اتجاه التصميم فى الفراغ Designe in Space



←
التباين صورة من الحياة فى التكوين المعمارى بين مبنى النواب والشيوخ فى مدينة برازليا



→
الأشكال المرنة Plastic Forms واحتياجها إلى سند من الأشكال السليمة النقية Pure Forms كما يظهر فى إعادة تخطيط إحدى المناطق الأثرية فى مدينة المكسيك

الصورة المتغيرة التي يراها الإنسان أثناء تحركه في هـذه الميادين .

وتختلف الآراء بالنسبة لتصميم هذه الميادين وعما إذا كانت هذه العوامل المميزة لها ناتجة عن طريق الصدفة ومن طبيعة الموقع ـ كما نرى في قرية (أمالفي) في إيطاليا . ويقول كاميللوسيتي Cumillo Sitte الذي حلل هذه الميـادين ودرسها أن جمال هذه الميادين لم يأتي لمجرد الصدفة ولـكن تصميمها كان مبنياً على أسس وأهداف مقصودة حتى خرجت نماذج مكتملة التصميم وأمثلة يحتذى بها في التصميم الحديث للمدينة . بعد أن بقي المخططون فترة طويلة من الزمن يبنون مدنهم على أسس من الرص والتخريط . فقد أهملت دراسة الاتجاهات الثلاثة في التخطيط عقب ظهور الثورة الصناعية وسيطرة عامل السرعة في التخطيط والبنـــاء الأمر الذي تسبب عنه كثير من الأمراض الصحية والاجتماعية مما دعى كثير من المفـكرين في تدارك الأمر بوضع الأسس الحديثة في تخطيط المدن . ومع ذلك فلا تزال كثير من المشاريع التخطيطية تخرج إلى حيز الوجود دون التعمق في دراسات الاتجاهات الثلاثة في التصميم . ويرجع سبب ذلك إلى عدة عوامل منها عنصر التـكرار للحصول على أقل التكاليف في الإنشاء أو إلى عدم الاهتمام بالتخطيط الممتزج Mixed development في مشاريع الإسكان أو إلى الفردية في تصميم المباني المختلفة في مجموعات المباني العامة .

لقد دخلت العمارة الحديثة مجالات جديدة من دراسة الاتجاهات الثلاثة في التخطيط فظهر عنصر التباين Contrast في اتجاهات المباني كما ظهر في واجهاتها حيث يتقابل الفراغ Void مع اليابس Solid أو الأجزاء المفتوحة مع الأجزاء المقفولة في المبنى . أو التبـــاين في طبيعة المواد المختلفة في المستويات المختلفة في الفراغ ذلك بالإضافة إلى الدور الذي تلعبه ألوان مميزة لهذه المستويات . ثم إلى الدور الذي تلعبه الظلال والأضواء .

فلسفة التباين :

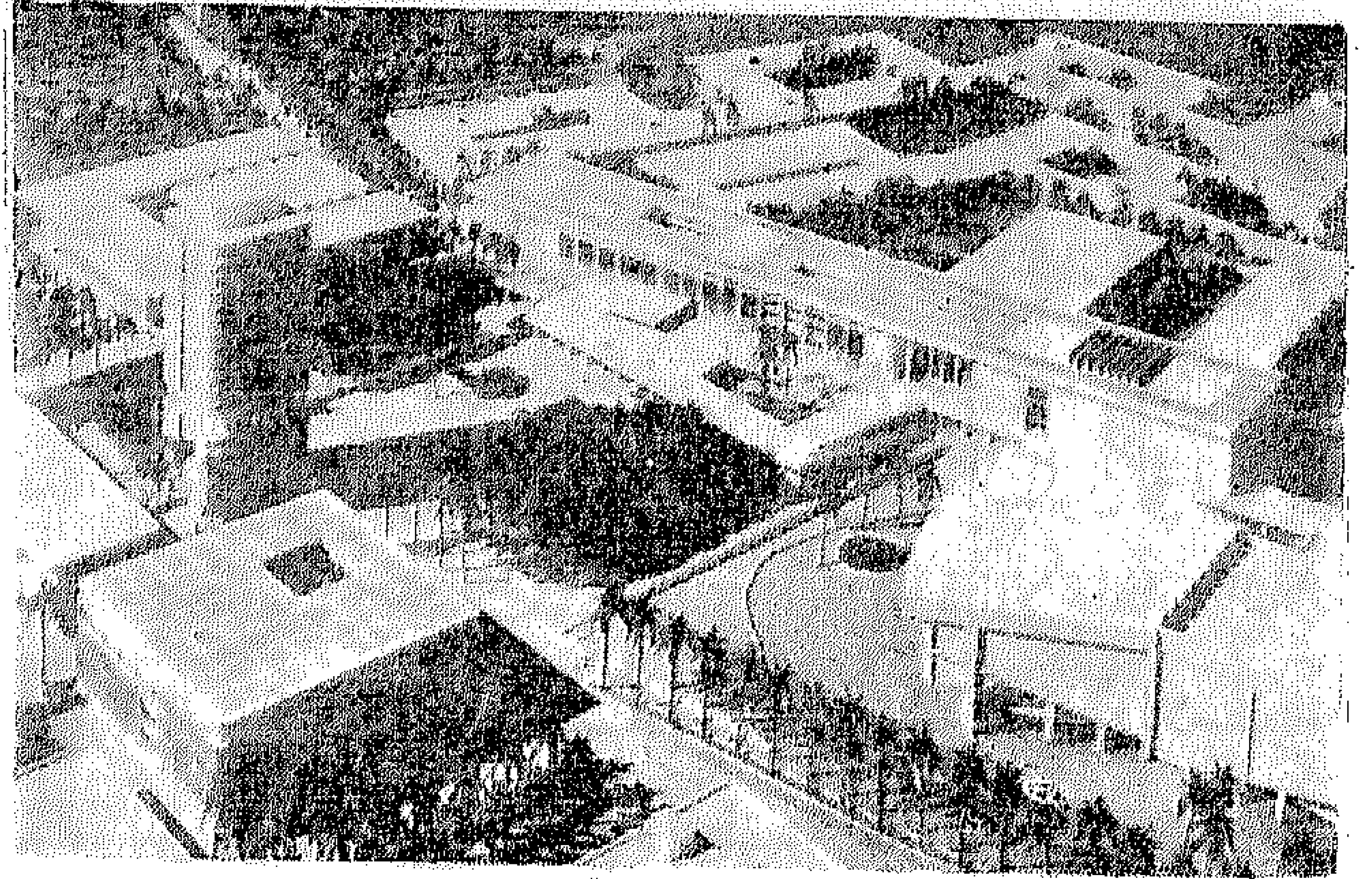
والتباين ظاهرة من ظواهر سنن الله في خلقه كما هو في اختلاف الليل والنهار وتغير الأيام ببردها وحرها وبمطرها وجفافها . أو في اختلاف الإحساسات الطبيعية للانسان في الحزن والسرور أو في التعب والراحة . وهكذا إذا ما نظرنا إلى كل ما يحيط بنا من مظاهر طبيعية أو إنسانية نجد أن سر الحياة فيها يرجع إلى عامل التباين الذي نراه أو نحس به بين أوجه هذه المظاهر .

ولما كان في التباين إحساس بالانتقال المفاجىء بين حالتين متضادتين فتـكرار التباين المستمر ربما يكون له أثر قوى على أعصاب الإنسان وإحساساته ولذا كان التجانس Harmony ضرورة للانتقال بين حالات التباين حتى تستقر إحساسات الإنسان وتتهيأ للمرحلة التالية له . وهذه أيضاً ظاهرة من مظاهر الحياة . وتختلف ظاهرة التجانس في الطول أو في العرض بين نواحى التباين المختلفة في مظاهر الحياة . والانتقال المفاجىء بين حالة وحالة مضادة قد يكون له رد فعل عكسى بالنسبة للانسان .

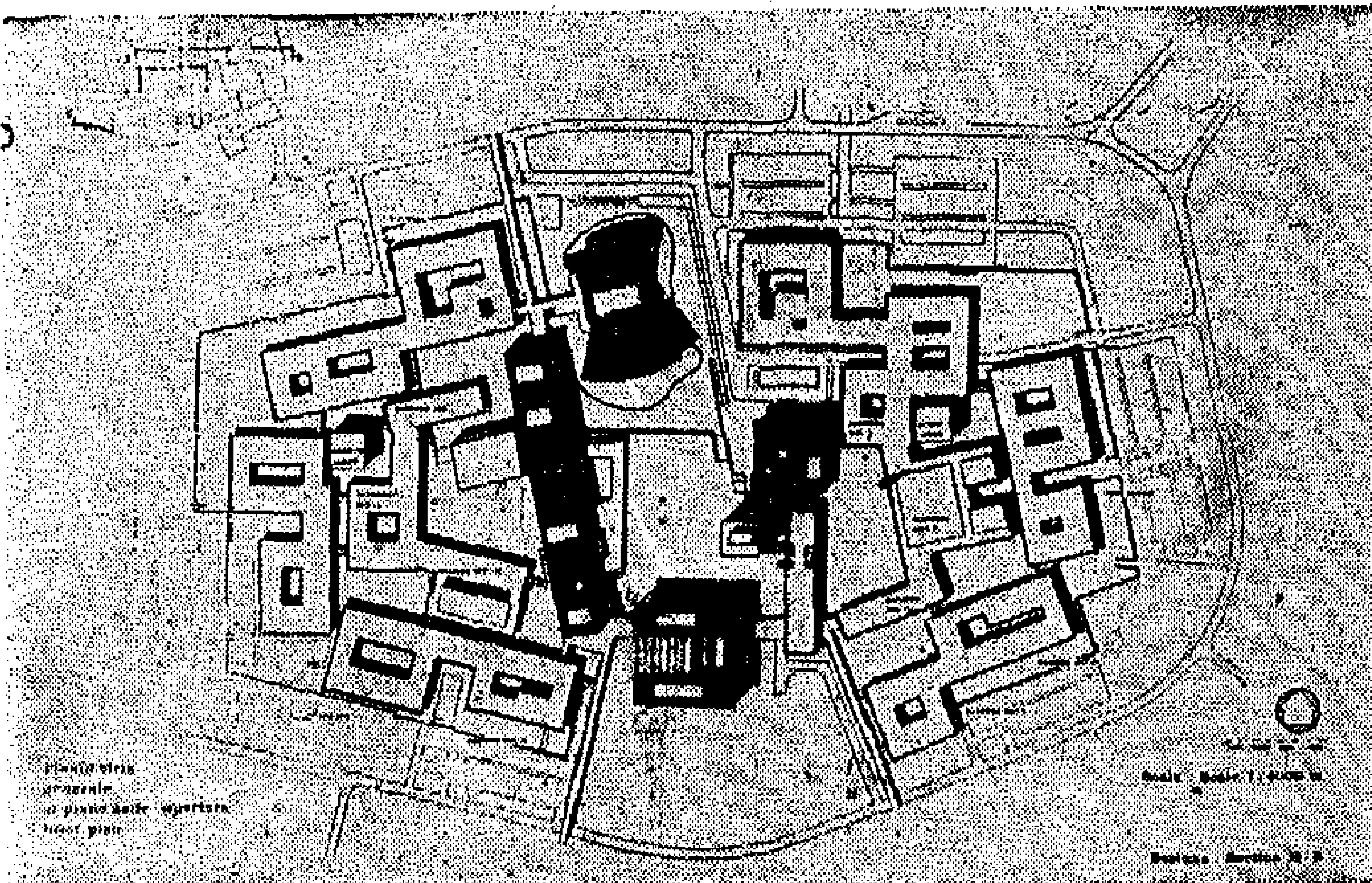
والعمارة وهى تـكون البيئة التي تحيط بإنسان المدينة تؤثر عليه وتتأثر به سواء أكان ذلك في حياته الداخلية Indoor life . وهكذا نرى أن العمارة تلعب دوراً هاماً يفوق ذلك الذي تلعبه الفنون الأخرى في حياة الشعوب . فالعمارة بذلك أقرب إلى حياة الانسان من أى فن آخر . فإذا كان عامل التباين هو مبعث الحياة في الطبيعة فهو في نفس الوقت مبعث الحياة في البيئة المعمارية التي تحيط بالانسان . ومصدر التبـاين في العمارة يظهر في النواحى الآتية :ـــ

١ ـــ التباين في الأحجام واتجاهات المباني في تجمعاتها المختلفة .

٢ ـــ التباين بين الأجزاء المفتوحة والأجزاء المقفولة Solid & Void في المبنى .



→
الفراغ المعمارى Architecturalspace بين المبانى المختلفة لوسط المدينة الجامعية ببغداد يعكس صورة لميادين العصور الوسطى كما فى ميدان سان مارك فى مدينة البندقية ضارباً بذلك أبلغ الأمثلة فى تحديد العلاقات الحسية بين المبانى فى اتجاهاتها الثلاثة



←
مشروع جامعة بغداد أخذ طابعه التخطيطى من خطوط البداية الموازية للأضلاع المختلفة للموقع وينعكس صورة واضحة لتخطيط المدن فى العصور الوسطى . كما يظهر فيه عنصر التباين فى الفراغات المعمارية بين المبانى المختلفة عاطية بذلك مثلا آخر من المدن الجامعية القديمة كما فى كامبردج بانجلترا

٣ — التباين فى طبيعة وملمس مواد البنــاء فى المستويات المختلفة فى الداخل أو فى الخارج .

٤ — التباين فى الألوان المستعملة على المستويات المختلفة داخل المبنى أو خارجه .

٥ — التباين بين الفراغات والمسطحات التى تخلقها المبانى المختلفة .

٦ — التباين فى التعبير المعمارى لمجموعات المبانى المتجاورة .

وإذا كان للتباين فى العمارة دوراً يلعبه فللتجانس دوره الذى يقوم به . والتباين فى الأحجام وفى اتجاهات المبانى يرسمها ويحددها التصميم العام لمجموعات هذه المبانى حيث يظهر دور التصميم المدنى Civic design . والتبــاين فى الأحجام يتطلب الانتقال من حركة إلى أخرى فى الاتجاهات المختلفة للمبانى . فالمبنى المستطيل يأخذ الاتجاه الطولى كما أن المبنى المرتفع يأخذ اتجاهه إلى أعلى أما المبنى المربع أو المستدير فلا يمثل إلا السكون أو عدم الحركة . ولايجاد التباين فى اتجاهات المبانى يبدأ المخطط برسم الاتجاه الأفقى الأولى ثم ينتقل منه إلا الاتجاه الأفقى الآخر المتباين معه . وهكذا على ألا يتكرر الاتجاه نفسه وإلا اعتبر هذا التكرار اتجاه آخر لمجموعة متشابهة من المبانى المتكررة . أما المبانى المربعة أو المستديرة المسقط أو ما يشابهها فيمكن الوقوف بها وسط مجموعة المبانى ذات الاتجاهات المختلفة كما يمكن الوقوف بها عند نقطة الانتقال للاتجاهات الأفقية المختلفة كظاهرة من مظاهر الانسجام .

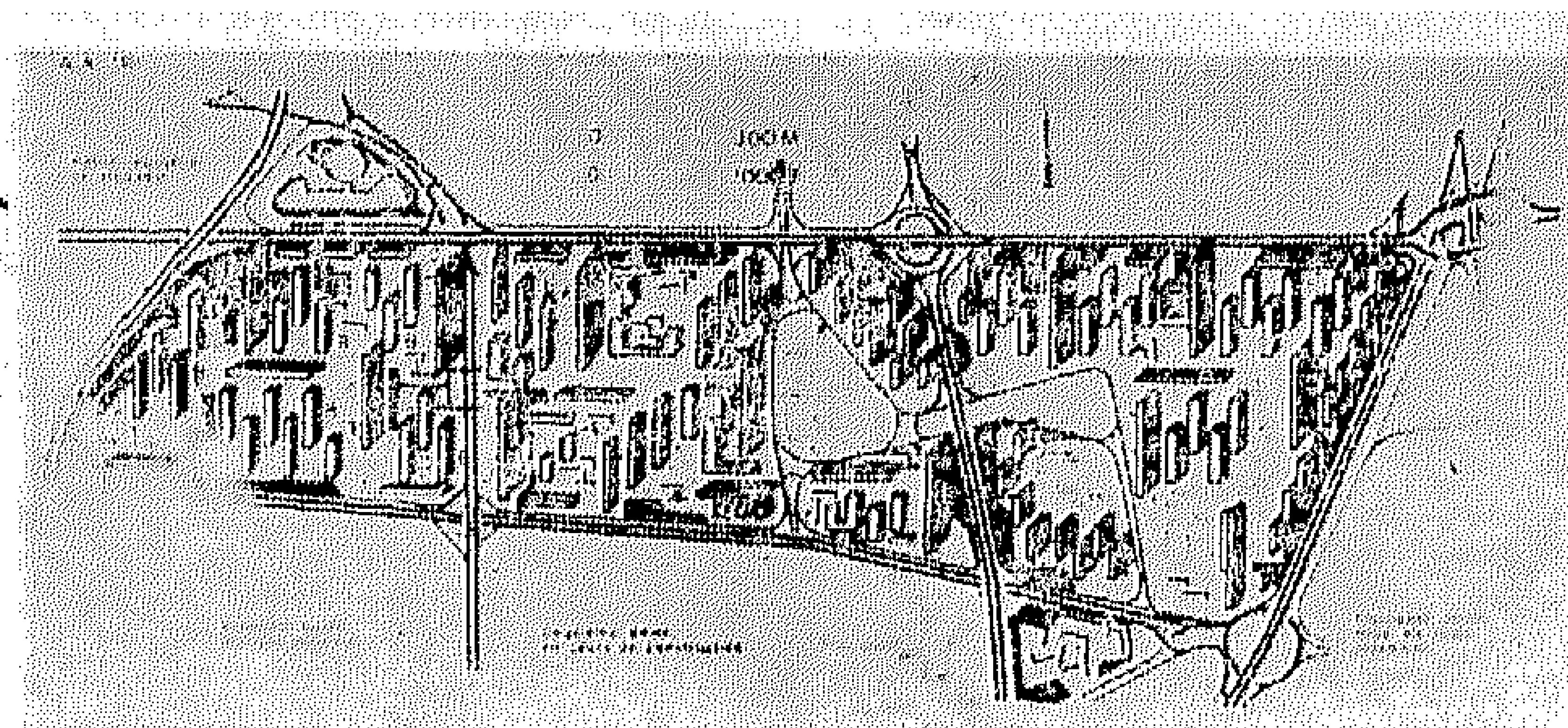
العلاقات الحسية بين المبانى :

وهكذا نستطيع أن نحدد العلاقات الحسية بين الأشكال الصحيحة النقية Pure forms للمبانى وبين الفراغات التى تخلقها هذه المبانى . فالأشكال الصحيحة للمبانى تأخذ صورة مختلفة فى مساقطها الأفقية كالمستطيل أو المربع أو المثلث أو المستدير وتأخذ بعد ذلك اتجاهها الثالث فى ارتفاعاتها المختلفة . فالمبانى ذات المساقط المستطيلة تتميز باتجاهين — الطولى الأفقى والرأسى . أما المبانى ذات المساقط المربعة أو المستديرة أو المتساوية الأضلاع فتتميز باتجاه رأسى واحد .

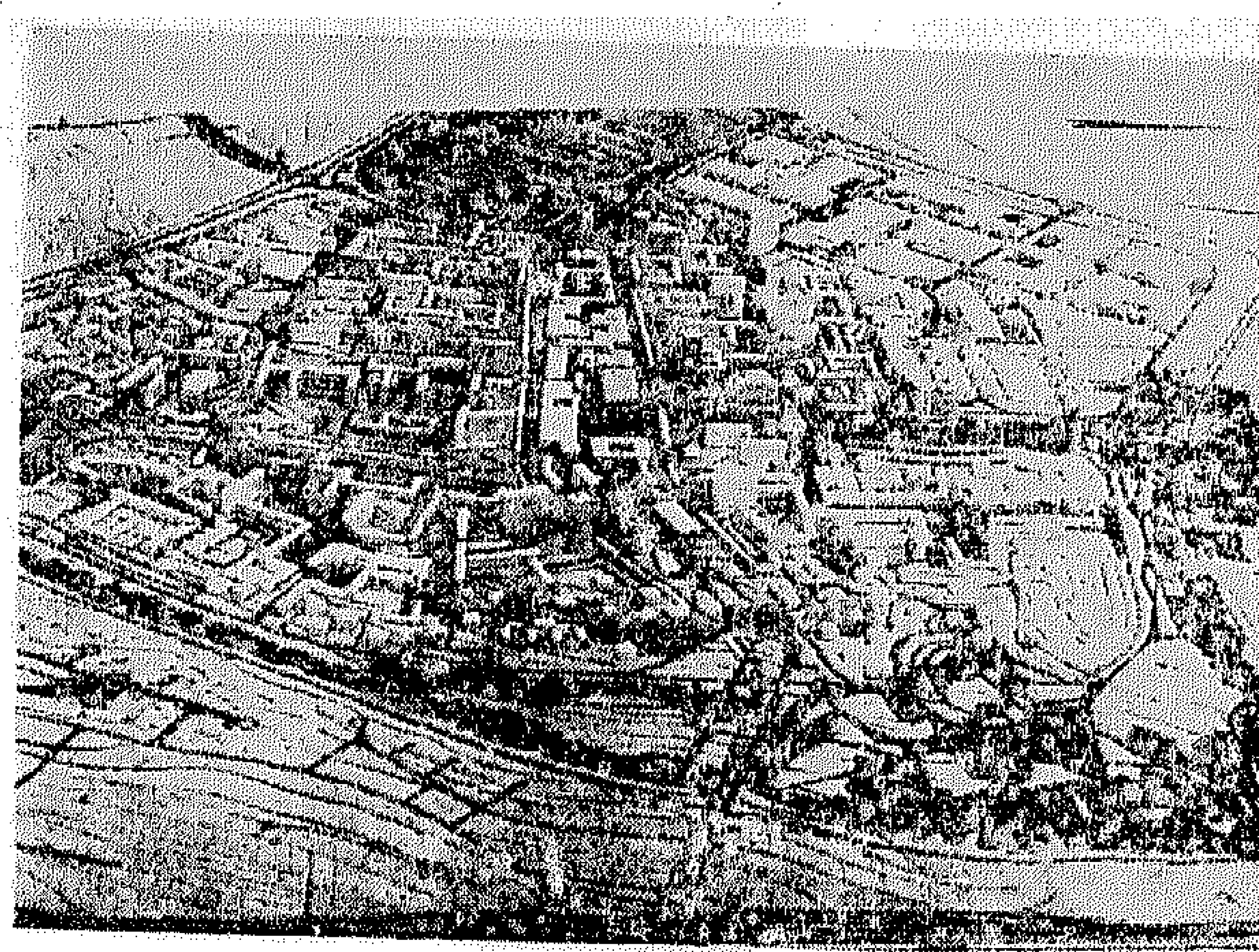
والعلاقة بين أضلاع المبنى تحدد أنواع الاتجاهات المختلفة له . فاذا زاد الطول عن ضعف العرض فى المسقط الأفقى تأكد الاتجاه الطولى الأفقى للمبنى . وإذا زاد الارتفاع عن ضعف العرض فى المسقط الأفقى تأكد الاتجاه الرأسى له . وإذا تساوى الارتفاع بالعرض يصبح للمبنى اتجاهه الطولى الأفقى فقط . ولذلك نرى أن المربع يمثل السكون فى المستوى الأفقى بينما نرى المكعب يمثل السكون فى الاتجاهات الثلاثة ونفس الشىء بالنسبة للكرة أو نصف الكرة أو للاسطوانة التى يتساوى ارتفاعها بقطرها . أما إذا زاد ارتفاع المكعب عن ضعف العرض فى المستوى الأفقى أو إذا زاد ارتفاع الاسطوانة عن ضعف قطرها . اتخذ كل منهما الاتجاه الرأسى .

وإذا كانت الأبعاد المختلفة للمبنى تحدد اتجاهاته المختلفة فالمسافات بين المبانى المتكررة فى مجموعة معمارية (ثلاثة أو أكثر) تحدد اتجاهات هذه المجموعة . ولذلك يجب ألا تزيد المسافة بين المبانى المتكررة عن طول الأضلع المتقابلة . وإلا تلاشت الرابطة الحسية بين هذه المبانى . وفى هذه الحالة يجب ألا يزيد طول المبنى المتكرر عن ضعف عرضــه وإلا تأكد اتجاهه الطولى المستقل . ومع ذلك فهذه مجرد تقديرات لا يمكن أن تكون قواعد عامة فليس فى العمارة كما قلنا من قبل قواعد تحكمها أو تسير اتجاهاتها ولكنها الإحساسات الناضجة .

وإذا أضفنا إلى عامل الاتجاهات عامل الألوان وطبيعية مواد البناء نستطيع أن نرسم طريقة للانتقال من اتجاه ما إلى الاتجاه المتباين معه ومن لون إلى اللون المتباين معه ومن مادة إلى المادة المتباينة معها . كل ذلك فى نطاق الاتجاهات الثلاثة أما بالنسبة للفراغات التى تخلقها المبانى فالتباين بينها عامل هام من مظاهر التخطيط الحى . حيث ينتقل السائل من فراغ ضيق إلى آخر أوسع نسبياً ثم إلى فراغ أضيق فى اتجاه



خط البداية الواحد مع اتصال الشارع عن اتجاه التخطيط العام
كما يظهر فى إعادة تخطيط أحد المناطق فى مدينة المكسيك



خطوط البداية Datum Lines توازى الحدود الخارجية للموقع لتحديد طبيعة المشروع
وشخصيته المستقلة فى مشروع لإعادة تخطيط مدينة هاروفيل بالقرب من
مدينة كان بفرنسا والذى يبلغ تعدادها ٣٥٠٠٠ نسمة

آخر وهكذا . وما يقال بالنسبة للفراغات Spaces يقال بالنسبة للتباين بين المساحات الأفقية التي تحدد هذه الفراغات .

وعلى هذا الأساس يمكن تحديد الخواص الطبيعية للمبنى في الاتجاهات التي يمثلها ثم في لونه وملمسه وطبيعة مواد التكسية وذلك حتى تتحدد الطبيعة المتباينة للمبنى المجاور له في المجموعة المعمارية وهكذا بالنسبة للفراغات والمساحات بين مجموعات المباني المتكاملة التخطيط .

التباين والتعبير المعماري :

أما التباين بين التعبيرات المعمارية المختلفة فيظهر في العلاقات الحسية بين المباني التي تنعكس عليها الاتجاهات المعمارية المختلفة مثل الاتجاه التشكيلي Sculpturism أو الاتجاه الوظيفي Functionism فالمباني ذات التعبير الأول تحتاج إلى علاقة تربطها بعض المباني ذات التعبير الثاني حتى مظهرها وتؤكد تعبيرها . فالمباني الأشكال المرنة كثيراً ما تميل إلى الانفصال غيرها من المباني لتبقى مميزة بمفردها ولذلك فهي تحتاج إلى سند Background من المباني ذات الأشكال الصحيحة Pure form أومن أي ظاهرة طبيعية أخرى كما في الأشجار أو في غيرها .

دور التجانس :

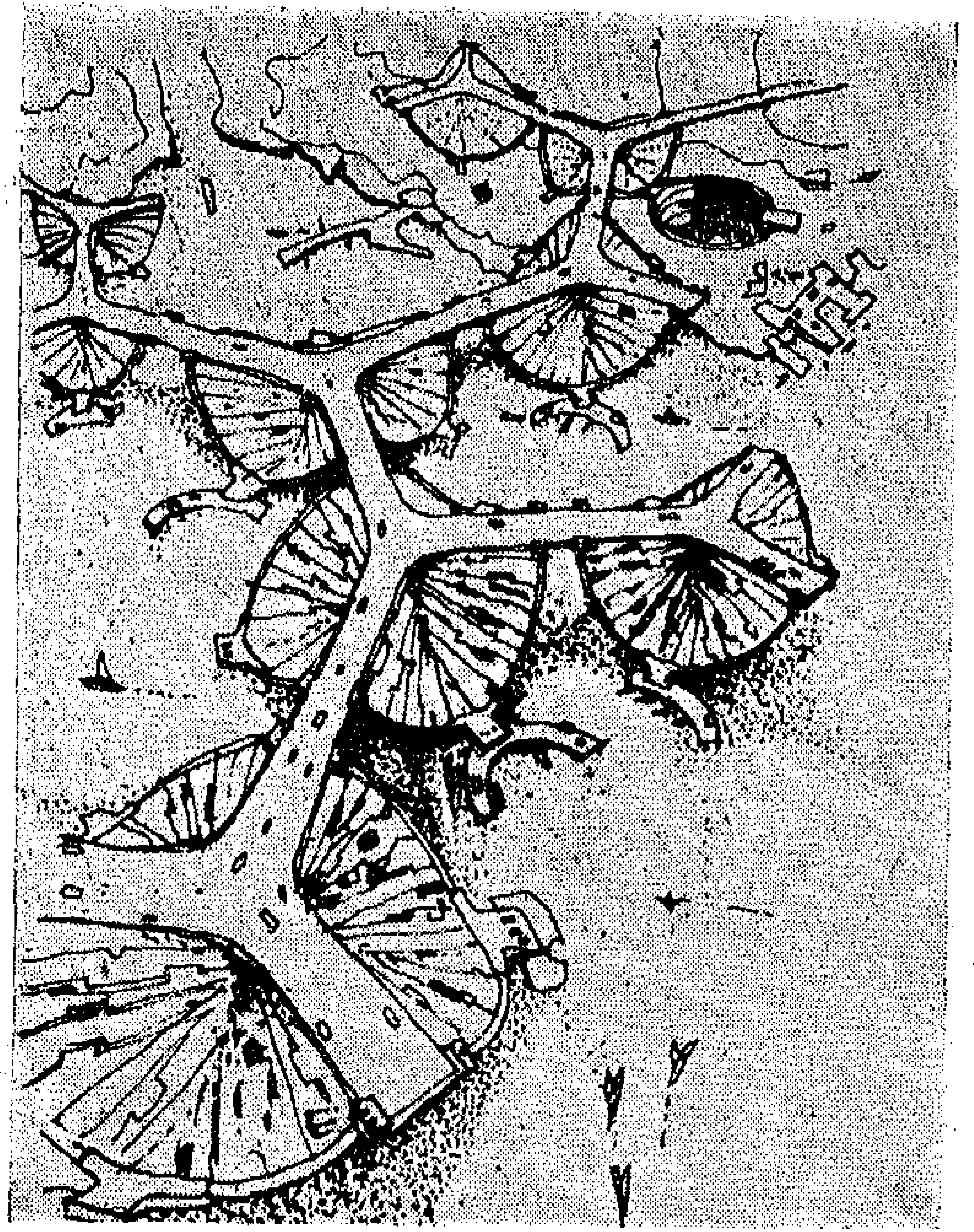
ودور التجانس Harmony في العمارة لا يظهر فقط في الألوان المستعملة ولكننا نلمسه كذلك في أجزاء المبنى الواحد ليحد من قوة الانتقال بين طرفي التباين . فالفتحات التي تسيطر على واجهة من واجهات المبنى ذا الشكل الصحيح Pure form قد تمتد قليلا في الواجهة المقفولة Solid حتى تخفف من التباين المفتوح والمقفول في المبنى . كما أن الفتحات الصغيرة المتباعده في الواجهة المقفولة تعمل على إيجاد التجانس بين المسطحات المقفولة والمسطحات المفتوحة .

وعامل التجانس يعد من أهم المظاهر التي يعبر عنها في المباني ذات الأشكال الصحيحة Pure forms والتي تتضمن في نفس الوقت أغراض معمارية مختلفة . فالتجانس هنا يظهر في التعبيرات البسيطة السهلة التي تعبر عنها كل من هذه الأغراض المركبة في المبنى الواحد في شكله الصحيح .

وقد تندمج ظاهرتي التباين والتجانس في مجموعة مجسمة واحدة وهما في هذه الحالة يعبران أصدق تعبير عن مغزى الحياة في الاتجاهات الثلاث في الخارج . وقد تندمج هاتين الظاهرتين كذلك في المسطحات ذات الاتجاهات المتباينة أو المتجانسة مع ما عليها من ألوان لتعبر عن مغزى الحياة في الاتجاهات الثلاث في الداخل كما قامت بدورها في الخارج .

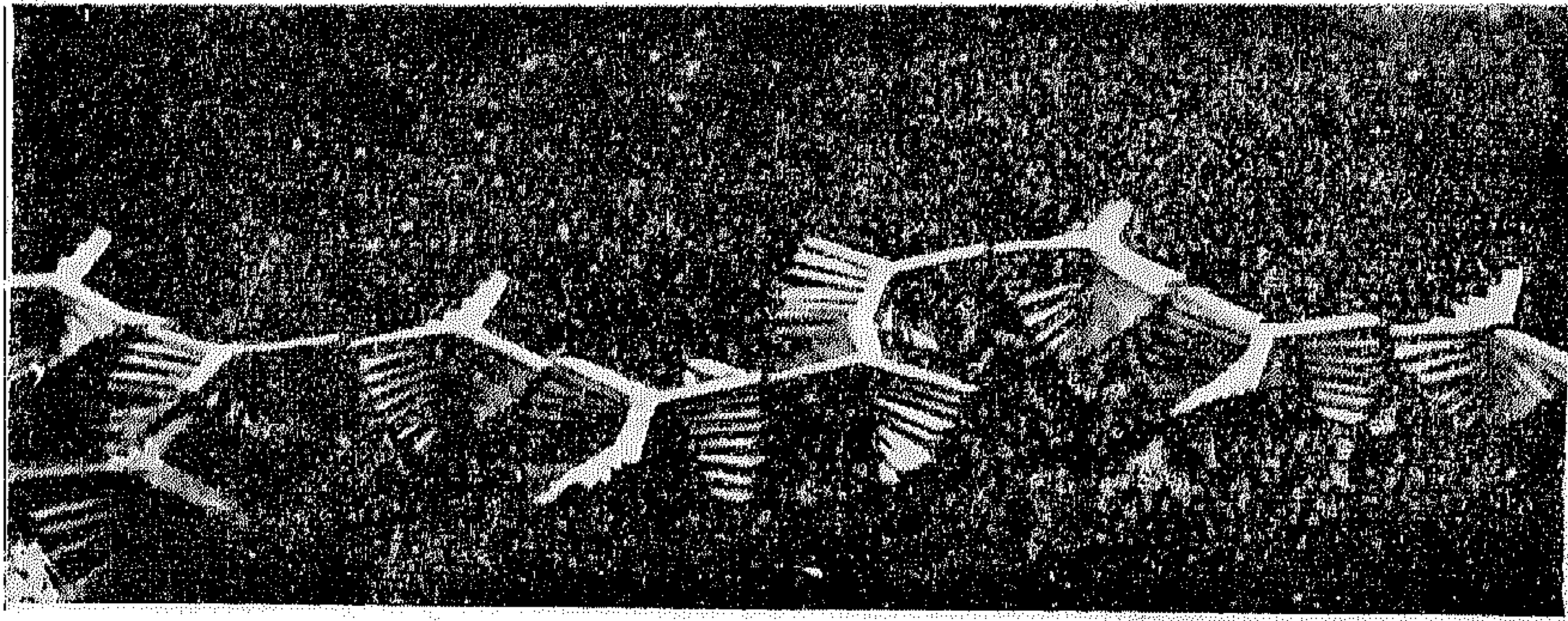
الخلاصة :

وبهذه الدراسة السريعة نستطيع التعرف على خصائص الأشكال المعمارية تعبيراتها المختلفة في الفراغ ثم على الدور الكبير الذي تقوم به هذه الأشكال في خلق البيئة المعمارية للتكوين الطبيعي للمدينة . وبذلك تتحدد الخطوط الرئيسية التي تعتبر همزة الوصل بين الاتجاهات الحديثة في كل من العمارة وتخطيط المدن . وتوضح مدى التكامل بين الدراسات المعمارية والدراسات التخطيطية . فلم تعد العمارة هي التي تخلق المدينة بل أصبحت المدينة هي التي تخلق العمارة .

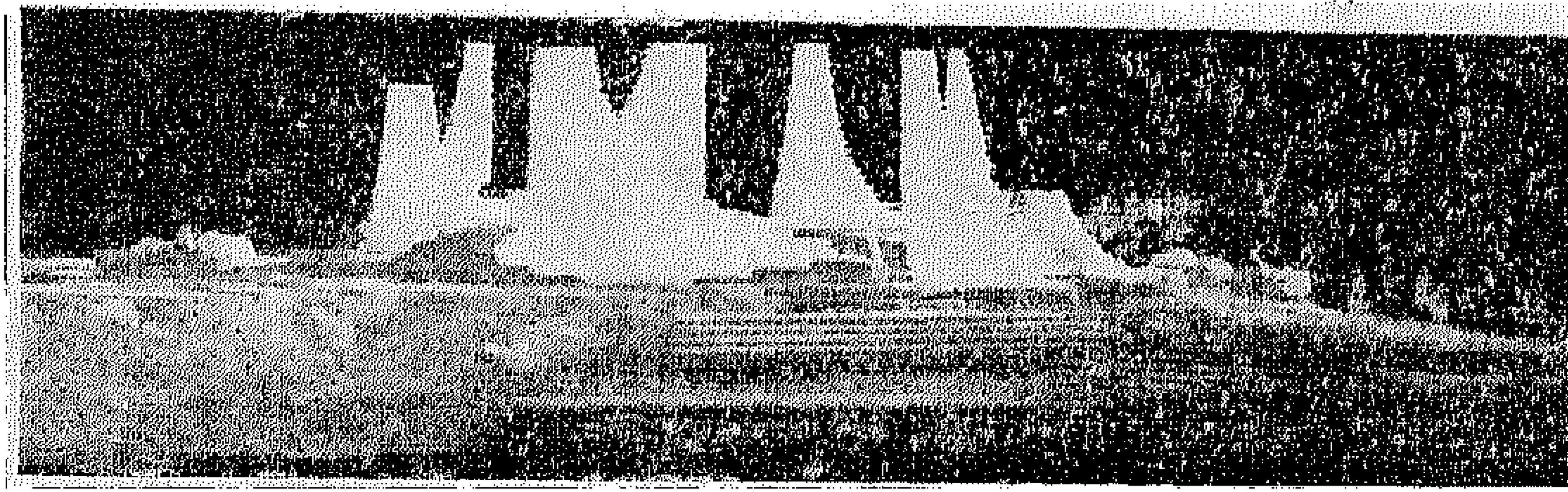


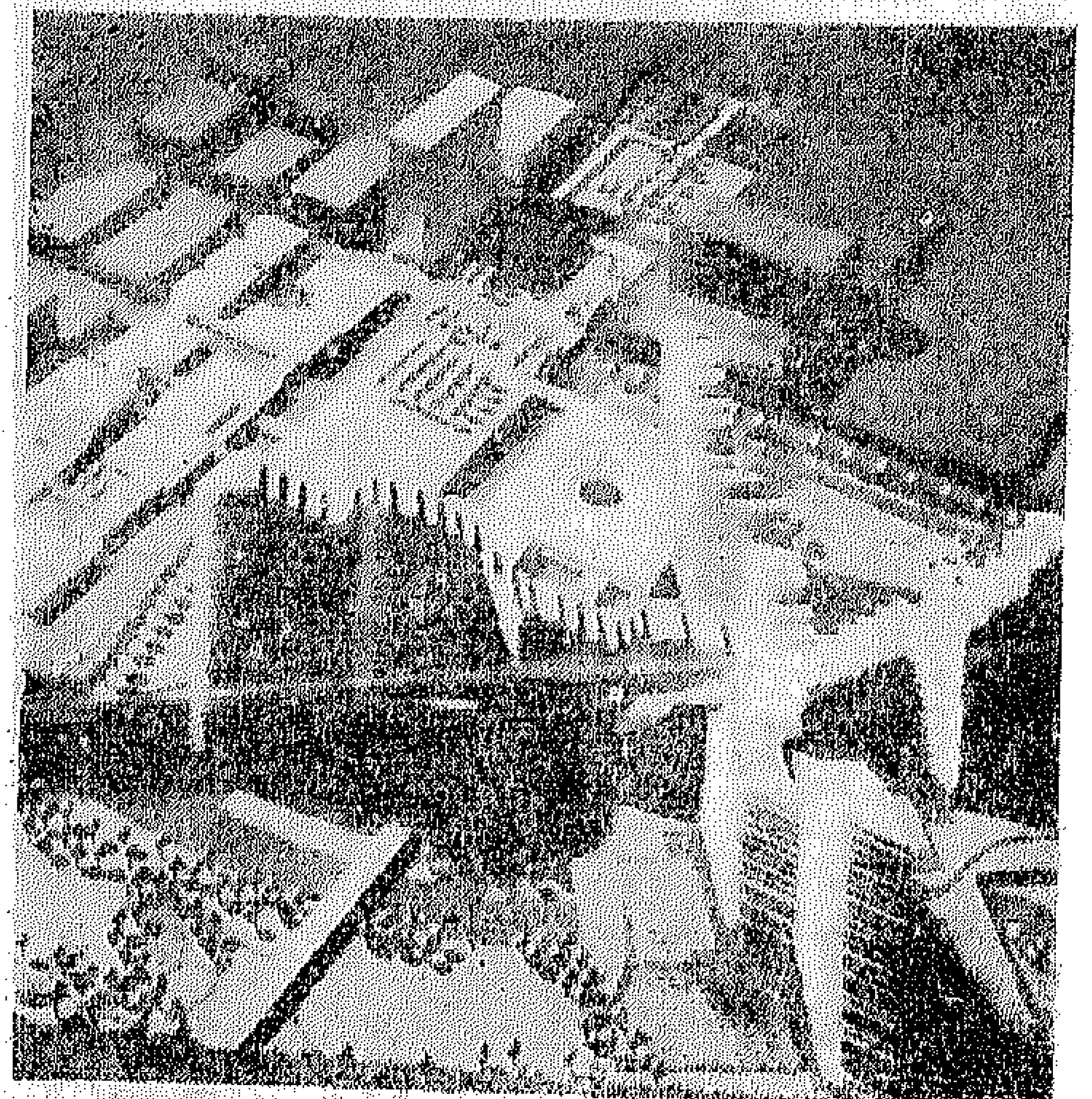
← مشروع لمدينة فوق جزر فى بحيرة كازومجور فى اليابان حيث يظهر الاتجاه الشكلى فى التصميم والتجانس فى الوحدات المكونة لها

↓ المدينة فى الاتجاه التشكيلى فى مشروع المرتفعات الماس فى سان فرانسسكو بأمريكا



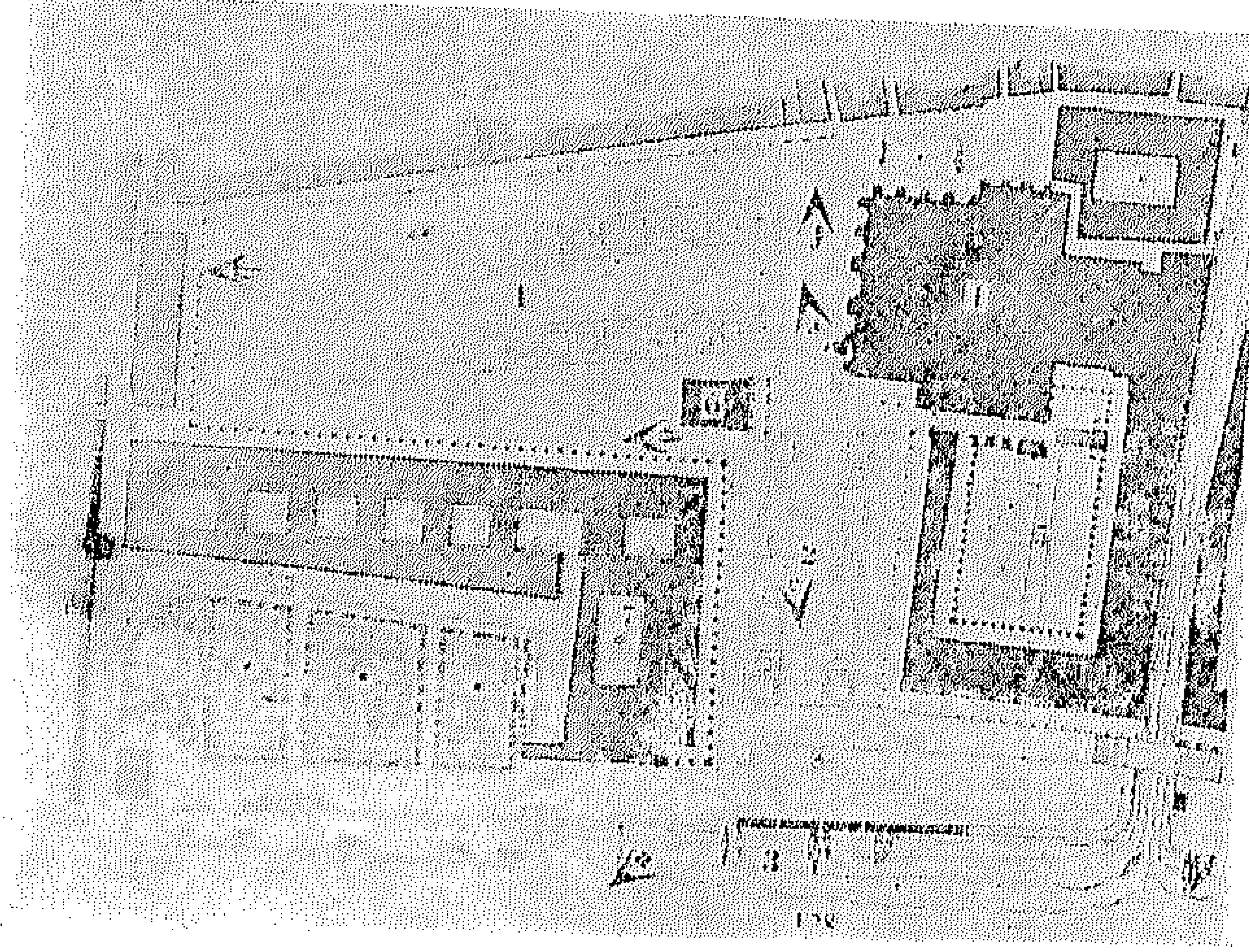
↓ اتجاه آخر للفن التشكيلى فى تصميم المدينـة فى مشروع الإعادة تخطيط منطقة البوابة الذهبية فى مدينـة سان فرانسسكو بأمريكا





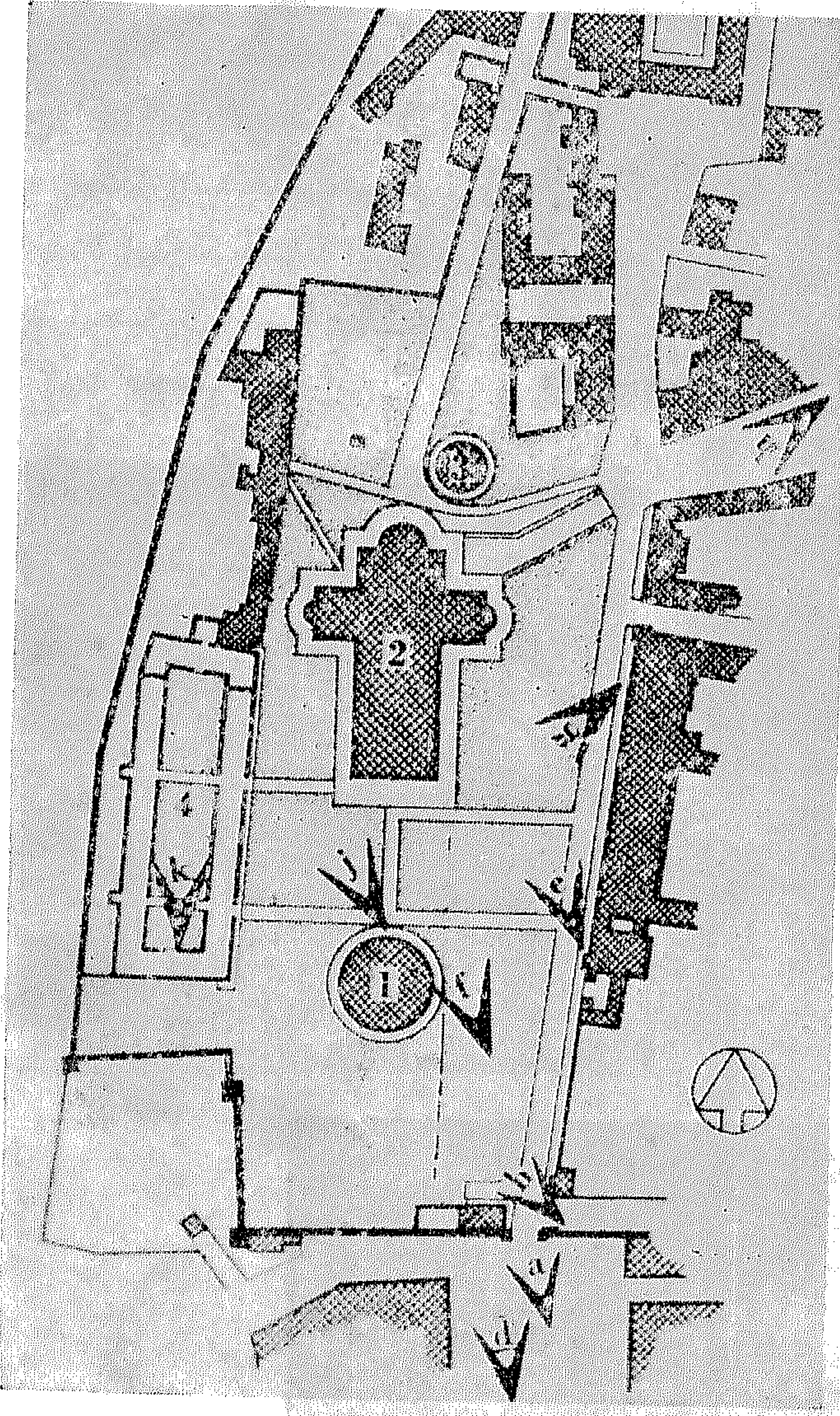
↓ الاتجاه التشكيلى فى تصميم المدينة فى مشروع جزيرة ويلفير بالنهر الشرقى قرب مبنى هيئة الأمم بنيويورك







ويعتبر ميدان سان مارك فى مدينة البندقية بايطاليا من أبلغ الأمثلة على التكامل مع الفراغات المعمارية للمبانى





تتميز ميادين العصور الوسطى بتصميمها المتكامل وبالقدرة على ربط العلاقات الحسية بين المبانى سواء منها المتصلة أو المنفصلة كما فى مدينة بيزا بايطاليا

ملخص الموضوعات
بالقسم الانجليزى

الانحناء المائى للرفاصات البحرية عالية التحميل واستخدامه فى تصميم مقاطع الريش

للدكتور المهندس فؤاد بهجت
والمهندس محمد عادل عبد الحميد سليمان

يهدف هذا البحث إلى تحديد مقدار الإنحناء المائى لمقاطع الريش المختلفة للرفاص البحرى واستخدامه فى تصميم تلك المقاطع بغرض الحصول على أكبر كفاءة للرفاص المراد تصميمه عند قوة مولده وعدد لفات وسرعة تقدم معينة .

ويبدأ البحث بتحديد المجال الذى تستخدم فيه نظرية التحميل العالى للرفاصات البحرية وبذلك يمكن دراسة حالة كل رفاص على حدة واختيار أنسب النظريات التى يجب أتباعها فى تصميمه .

ثم يقدم البحث الجداول والمنحنيات اللازمة التى يمكن بواسطتها تحديد توزيع كل من السرعة القطرية والمماسة على مقاطع الريش المختلفة وذلك بعد إدخال المؤثرات الناتجة من حالة التحميل العالى على طريقة توزيع هذه السرعات . والغرض من ذلك هو استخدام تلك المنحنيات مباشرة عند تصميم قطاعات الريش المختلفة طبقاً لتلك الحالة بحيث تتمشى مع شكل الانحناء المائى الخاص بها .

وعند تحديد مقدار الانحناء المائى لعدد من الرفاصات البحرية عالية التحميل والخاصة ببعض القاطرات البحرية وذلك عن طريق استخدام كل من نظرية التحميل العالى ونظرية التحميل المتوسط وجد أن استخدام النظرية الثانية يعطى دائماً انحناء مائى أقل مما يعطيه استخدام نظرية التحميل العالى .

ويؤثر ذلك بالتالى على شكل النظام نفسه فيختلف عن الشكل المثالى مما قد يتسبب فى انخفاض كفاءة الرفاص البحرى .

وأخيراً فإن هذا البحث يتضمن طريقة جديدة لتصميم الرفاصات البحرية عالية التحميل وهى الرفاصات التى تعمل على أغلب القاطرات البحرية وسفن صيد الأسماك وكذلك السفن البحرية وغيرها كما يتضمن هذا البحث شرحاً للخطوات المتبعة فى تصميم إحدى قطاعات مثل تلك الرفاصات ، باستخدام الطريقة المقترحة .

تجارب أيدروليكية على نموذج لقناطر المأخذ الجديد على سد سنار

للدكتور المهندس عزيز شرهوات

يقدم هذا البحث تفاصيل إنشاء وتشغيل نموذج إيدروليكى بمقياس ١ : ٥٠ لقناطر المأخذ الجديد الذى يقام حالياً لتنظيم المياه فى القناة الرئيسية الجديدة الجارى إنشائها لرى ٨٠٠ ألف فدان جنوب غرب مشروع المناقل بالجزيرة فى الجمهورية السودانية وكان الغرض من إنشاء هذا النموذج هو دراسة بعض المشاكل التصميمية اللازمة للمشروع وبالأخص أن استخدام المياه اللازمة للمشروع يتم على ثلاثة مراحل وأن مناسيب المياه فى المرحلة الأولى هو منسوب مياه خزان سنار (٤٢١٫٧٠) فى الإمام والمنسوب المناظر لأقل التصرفات (١١٨ متر مكعب فى الثانية) وهو منسوب (٤١٤٫٦٣). ويضم البحث نتائج التجارب التى أجريت على النموذج لدراسة فعالية الفرش المقترح للقناطر وحركات المياه فى منطقة الفرش وتحديد أطوال التكسيات بالدبش اللازمة لحماية الفرش والقاع والجوانب خلف مؤخرة الفرش الخرسانى وأمكن التوصيل إلى النتائج والتوصيات الآتية : —

١ — الفرش المقترح فى التصميم مناسب وسليم ولا خوف إطلاقا من حدوث أى نوع من التخلخل تحته .

٢ — تكسيات الدبش بطول ١٥ متر خلف مؤخرة الفرش الخرسانى تكفى تماماً لوقف أى نحر أو تآكل .

٣ — تكسيات الدبش حتى ٧٥ متر من محور القناطر فى الخلف على الجوانب كافية جداً .

٤ — التكسية بالبلوكات الخرسانية للجوانب يستحسن أن تمتد ٥ مترات أخرى عن الطول المقترح فى التصميم ضماناً لعدم حدوث أى تآكل محتمل فى المستقبل .

وبالرغم من صغر حجم النموذج فقد أجريت عليه تجارب لمعايرته بغرض إعداد منحنيات المعايرة لاستعمالها فى الأعمال التصميمية ويقدم البحث بجانب نتائج هذه التجارب دراسة شاملة لأحوال الجريان المختلفة من الجريان الحر إلى الجريان الانتقالى ثم الجريان المغمور مع تحليل نظرى بطريقة مبتكرة لإيجاد التصرف الحقيقى للقناطر فى الحالة الأخيرة وتطبيقها على القراءات الناتجة وأمكن الوصول بها لتحديد معاملات التصرف للتصرفات المختلفة والحصول على منحنيات التصرف وفتحات البوابات رغم صغر حجم النموذج وبطبيعة الحال إذا استدعى الأمر ضرورة الحصول على منحنيات أدق فلا بد من عمل نموذج بمقياس أكبر وبفتحات مزودة بطريقة أدق لرفع البوابات وخفضها مع إمكان قياس المناسيب الحقيقية فى نفق التصريف خلف البوابات مباشرة .

والبحث الحالى يوضح مزايا استعمال النماذج الأيدروليكية عند تنفيذ الأعمال الكبيرة لدراسة المشاكل التى تظهر عند التنفيذ وإمكان الحصول على المنحنيات التقريبية للتصرف المتوقع بدرجة من الدقة تكفى للأغراض التصميمية والتنفيذية .

تأثير الإصلاد الإنفعالى بالزمن على الخواص الميكانيكية للصلب منخفض الكربون المنتج محليا

للدكتور أحمد على العريان ، والدكتور يحيى قابيل
والمهندس ممدوح أبو العطا

أجريت دراسات تجريبية لبيان تأثير الإصلاد الإنفعالى بالزمن على الخواص الميكانيكية لثلاثة أنواع من الصلب منخفض الكربون المنتج محلياً بالطرق الآتية :

(ا) أسلوب المجمرة المكشوفة .
(ب) أسلوب بسمر القاعدى (توماس) .
(حـ) أسلوب الفرن الكهربائى .

وقد بحث تأثير الزمن عند درجة حرارة ٧٥°م لمدد تتراوح بين عشر دقائق وست أيام على خواص الصلب فى الشد والصلادة لعينات منفعلة بمقدار ٨٪ ، كما عملت مقارنة بين نتائج لتجارب إختبار صلب المجمرة المكشوفة وصلب بسمر المنتجين محلياً مع نتائج لتجارب أجريت فى الخارج على أنواع مماثلة من الصلب . كما درس تأثير تغيير مقدار الإنفعال من ٤ إلى ١٢٪ وتأثير الزمن لمدة أربع ساعات عند درجة حرارة ٧٥°م على خواص الشد . هذا وقد نوقشت النتائج على أساس نظرية الانفصام .

وبالاضافة إلى هذا فقد تناول البحث سلوك أنواع الصلب المختبرة تحت حمل الكلال . ولهذا رسمت منحنيات الاجهاد مع عدد الدورات كما عين تأثير الزمن عند درجة حرارة ٧٥°م لمدد تتراوح بين عشرة دقائق وست أيام على عمر الكلال لعينات منفعلة بمقدار ٨٪ . وقد درس أيضاً تأثير فترات الراحة (٢٤ ساعة) فى درجة حرارة المعمل وفى درجة حرارة أعلى (٧٥°م) على عمر الكلال ، ثم تأثير الاجهاد دون الطاقة (١٠ ملايين دورة) عند مستويات إجهاد مختلفة على عمر الكلال للصلب المختبر . وقد نوقشت النتائج على أساس قابلية الصلب المختبر للتأثر بالزمن .

وأخيراً بحث تأثير الاصلاد الانفعالى بالزمن على خواص الصدم للصلب المختبر . فقد درس تأثير الزمن عند درجة حرارة ٧٥°م على قيمة الصدم بطريقة تشاربى (ثلمه — ٧) عند درجة حرارة المعمل بعد تحميلها لشد يحدث انفعالا مقداره ٨٪ . ورسمت منحنيات درجة حرارة الانتقال لكل نوع من الصلب فى حالات التلدين وبعد الانفعال مباشرة ثم بعد تركها لمدة ست أيام فى درجة حرارة ٧٥°م بعد الانفعال .

هذا وفيما يلى بعض النتائج التى أمكن استخلاصها من البحث :

١ — معدل الاصلاد الانفعالى بالزمن أكبر بالنسبة لصلب بسمر . وتعزى هذه النتيجة إلى نسبة النيتروجين المرتفعة فى هذا الصلب .

٢ — تأثير الاصلاد الانفعالى بالزمن على الصلادة مماثل لتأثيره على مقاومة الشد بمعنى أنه بعد زمن قصير لم يلاحظ أية زيادة فى الصلادة بينما شوهدت زيادة ملحوظة بها بعد وقت أطول .

٣ — حد الكلال لصلب المجمرة المكشوفة هو الأقل مع أن هذا الصلب له أكبر مقاومة خضوع وأكبر مقاومة شد .

٤ — الاصلاد الانفعالى بالزمن أثناء الكلال يعتمد أساساً على العوامل الآتية :

(ا) الوقت المحدد لحدوث هذا الاصلاد أو بمعنى آخر الزمن الدورى للذبذبة .
(ب) درجة حرارة قطعة الاختبار أثناء حمل الكلال .
(حـ) نسبة النيتروجين والكربون الموجودة .

توزيع الشحنة فى آلات البنزين المتعددة الأسطوانات

للدكتور المهندس سعد يوسف محمد

توزيع الشحنة فى الآلات ذات الاسطوانات التى تدار بالبنزين لهى من أكبر الصعوبات التى تواجه عند تصميم مواسير سحب الهواء والوقود . لأن ذلك يؤثر على قوة الشحنة نفسها (نسبة الوقود فى الهواء) فى الاسطوانات المختلفة . وتوزيع الشحنة يعتمد على خواص الوقود المستعمل ، وتصميم ماسورة السحب وحجمها ، كذلك الهواء المستعمل .

وعدم تكافؤ قوة الشحنة فى الاسطوانات المختلفة يمكن الكشف بواسطة قياس كمية الرواسب المختلفة فى عمل اسطوانة ، أو بقياس درجة الحرارة أو القوة الداخلية الناتجة فى كل اسطوانة على حدة .

وفى هذا البحث كشف عن عدم تكافؤ توزيع الشحنة بواسطة قياس كمية الرواسب فى كل اسطوانة كذلك بقياس درجات الحرارة فى ماكينة V 8 فورد . وقد أمكن إثبات أن خواص الوقود نفسه تؤثر تأثيراً كبيراً على توزيع الشحنة وقوتها فى الاسطوانات المختلفة .

---

٥ — فترات الراحة لها تأثير مفيد على عمر الكلال للصلب منخفض الكربون ولكن هذا التأثير يتغير حسب ظروف الاختبار .

٦ — يحدث تأثير الاجهاد دون الطاقة بسبب التشغيل على البارد تحت حد الكلال .

٧ — يؤثر الاصلاد الانفعالى بالزمن بصفة عامة على خواص الصدم للصلب منخفض الكربون وتظهر هذه التأثيرات فى زيادة درجة حرارة الانتقال وانخفاض فى قيمة الصدم فى منطقة المتانة وزيادة فى مدى الانتقال .

تأثير تصميم أجهزة حقن الوقود فى محركات الديزل عالية السرعة الدورانية على خواصها

للدكتور المهندس ابراهيم عبد الفتاح ابراهيم

يتجه العالم حالياً إلى استخدام الديزل سريع الدوران حيث تزيد عدد اللفات على ٣٠٠٠ فى الدقيقة . ويجرى حالياً فى معامل الأبحاث الهامة فى أوربا تجارب على حقن الوقود فى أجهزة تبلغ سرعة دوران عمود الطاقة فى طامبة الحقن ٥٠٠٠ لفة فى الدقيقة .

وهذا الاتجاه يأتى معه بمجموعة من المسائل التى تحتاج إلى حلول ناجعة. وأحد هذه المسائل هى جهاز حقن الوقود وما تسببه السرعة العالية له من متاعب ، مما يلزم معه دراسة هذا الجهاز فى الظروف الجديدة دراسة شاملة .

والمعروف أن خواص أجهزة الحقن تتغير بأى تغير يحدث فى أجزائها . ومن أهم هذه المؤثرات ما يلى :

١ — قطر مكبس الطامبة .

٢ — شكل صمام المرور .

٣ — قوة الزنبرك الذى يضغط على صمام المرور .

٤ — حجم الفراغ المحيط بصمام المرور .

٥ — طول ماسورة الوقود وقطرها .

٦ — قوة الزنبرك الذى يضغط على إبرة الحقن .

٧ — مقدار حركة إبرة الحقن .

وأى تغيير فى الأجزاء سالفة الذكر ، يغير خواص الحقن وبالتالى خواص محرك الديزل ودراسة خواص جهاز الحقن ممكنة إذ قسنا معدل تغيير رفع إبرة الحقن مع الزمن — وعلى نفس شاشة الأوسيلوجراف Oscillograph تقاس تغير الضغط فى ماسورة الوقود عند اتصالها بالرشاش مع الزمن كذلك .

وقد جرت عدة محاولات لحساب قيمة هذه التغيرات بواسطة بعض العلماء ولكن الفرصة تسنح لقياس هذه التغيرات ودراستها على الطبيعة .

وقد أمكن إجراء هذه القياسات على محرك ديزل حديث التعميم على السرعة ٣٠٠٠ لفة فى الدقيقة طراز شونبك ذو اسطوانتين مبرد بالهواء وذلك فى معهد آلات الاحتراق بجواتن بالنمسا .

SUMMARY OF THE SUBJECT IN ARABIC

ARCHITECTURAL FORMS IN CIVIC DESIGN

By

Dr. ABDEL BAKY IBRAHIM

The study of forms in relation to architecture and civic design has recently become a basic course in architectural and planning education. The object of this course is to put the main principles which determine the relationship between architecture and civic design. The different stages of the study begins with the composition of plans of different textures and colours in the two dimensional sense of the horizontal plane. The second stage in the study is based on the aesthetic relationships between the different volumes with pure forms. The third stage is based on the aesthetic relationships between different compositions of planes in the three dimensional spaces. The two previous stages act as a preparatory step towards the third stage which deals with the forms in their sculpture expressions. The last stage of the study is based on the examination of the contemporary constructional forms from which the integration between the architectural concepts of buildings and their constructional effects can be achieved.

Contemporary architecture has been affected by two main conceptions : functionism and sculpturism. These conceptions have been reflected on the town design and consequently determine the basis of the aesthetic relationships between buildings in their different groups. On the other hand, fantasism in architecture and town design was the direct reflection of the great technilogical progress which affects the world at the present time, the fact that will affect, to a large extent, the human behaviour in life. This is why the need for a healthy and human environment is one of the main objects of town design. The town environment should be built on the two factors of contrast and harmony has been the main zest of life.

As the town environment is affected by the type of building groups in their pure or plastic forms, the type of building groups in the different parts of the town is determined according to the type of human relationships and the limits of social freedom which controls the human behaviour and way of living in the different parts of the town. According to this formula the formal aesthetic relationships would dominate the building groups in the central area. This formality in the aesthetic relationships diminishes gradually towards the perimeters of the town until it vanishes and appears the pavilion type of planning.

The street with its main function as a traffic may could be considered as a datum line to control the aesthetic relationships between the building groups either on the basis of contrast or harmony or on a combination of both of them.

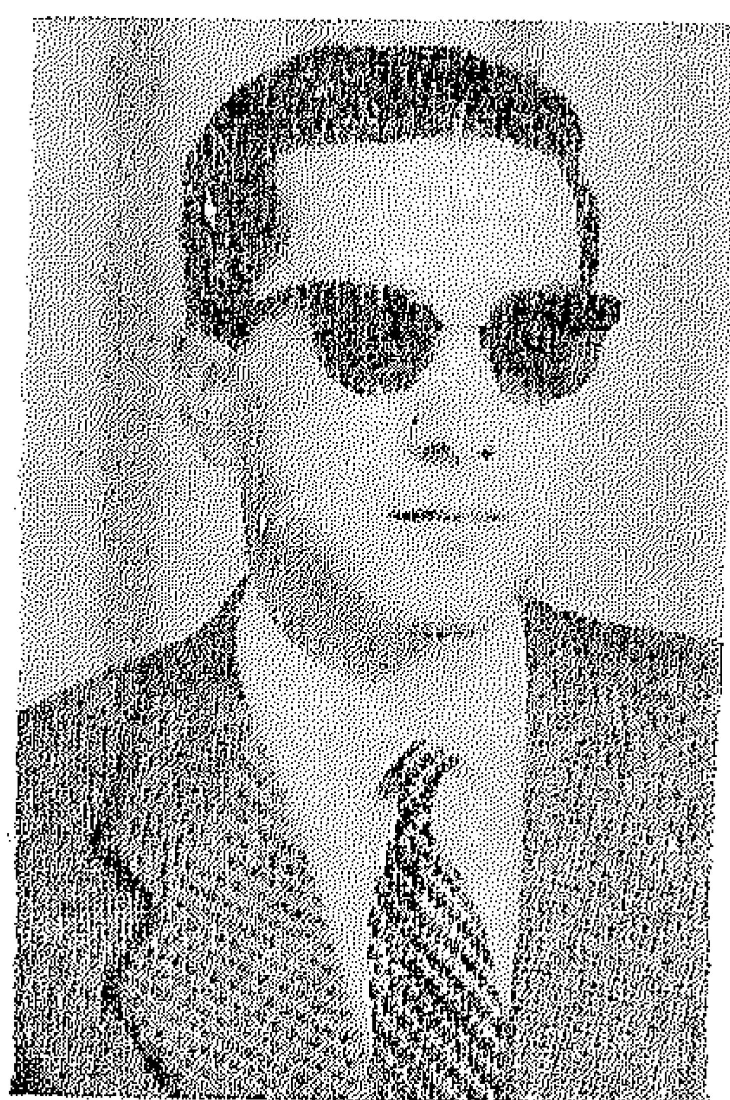
From this study the character and type of the architectural forms in their different expresssions in space could be determined and the integration between architecture and town design could then be achieved.

ABOUT THE AUTHORS



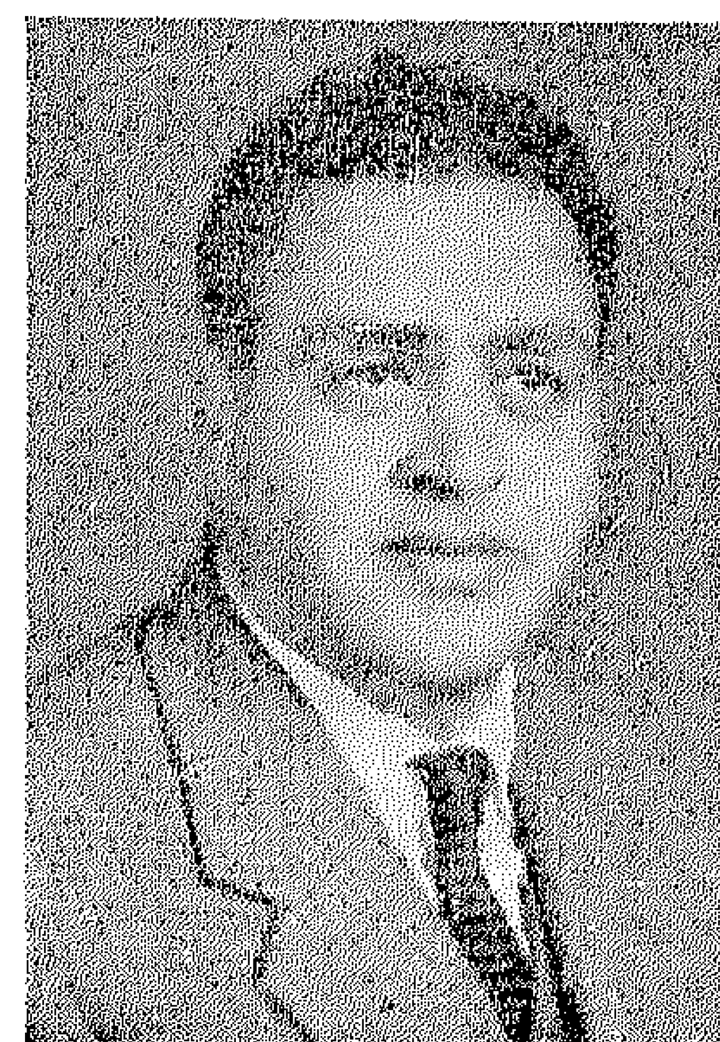
Dr. ING. SAAD YOUSEF MOHAMED.

— B.Sc. Engineering 1955, Faculty of Engineering, Alexandria.
— M.Sc. Engineering, 1959.
— Dr. Ing. 1961, Bergakademie-Clausthal, West Germany.
— Lecturer, Marine Dept. ,Faculty of Engineering, Alexandria University.



Eng. MOHAMED ADEL SOLIMAN

— B.Sc. Mech. Engineering, Alexandria University 1959.
— M.Sc. Alexandria University, January 1963.
— In charge of the Mech. Design. Office. Ports and Lights Administration. Ministry of War.
— Member Engineering Society of Alexandria.



Dr. AZIZ SHAHWAN

— B.Sc. Civil Engineering, Cairo University, 1942.
— M.Sc. Civil Engineering, Cairo University, 1950.
— Ph. D. Aberdeen University (Scotland), 1953.
— Member of the American Society of Civil Engineers.
— Ass. Professor, Hydraulics and Irrigation Dept.
— Faculty of Engineering, Cairo University.



Dr. ABDELBAKY M. IBRAHIM

— B. Sc. Faculty of Engineering, Cairo University, 1949.
— B. Arch., School of Architecture, Liverpool University, June 1954.
— M.C.D., Liverpool University, June 1955.
— Ph. D., Durham University, 1959.
-- Attended many Arabic and Foreign Conferences and Seminars.
— Lecturer, in Town and Country Planning, Faculty of Engineering, Ein-Shams University.

WELL RESISTIVITY DEVICE (MICROLOG, CONTACT LOG, MICRORESISTIVITY)

The microlog is actually a combination of a normal and lateral curve of a very short spacing (Fig. 6).

The electrodes are supported by and recessed in a flexible rubber pad strongly held against the well bore by a spring which applies a constant pressure against the wall of the well for diameter comprised between 4½" and 16". The log is made on the up hole trip and the electrodes are applied firmly against the walls and slide against it.

The main uses for the microlog are :

(1) To determine formation boundaries accurately.

(2) To determine the mud cake thickness facing permeable zones.

(3) To determine the presence and degree of continuity of permeability within reservoir rock sections.

(4) To measure the mud resistivity in the well.

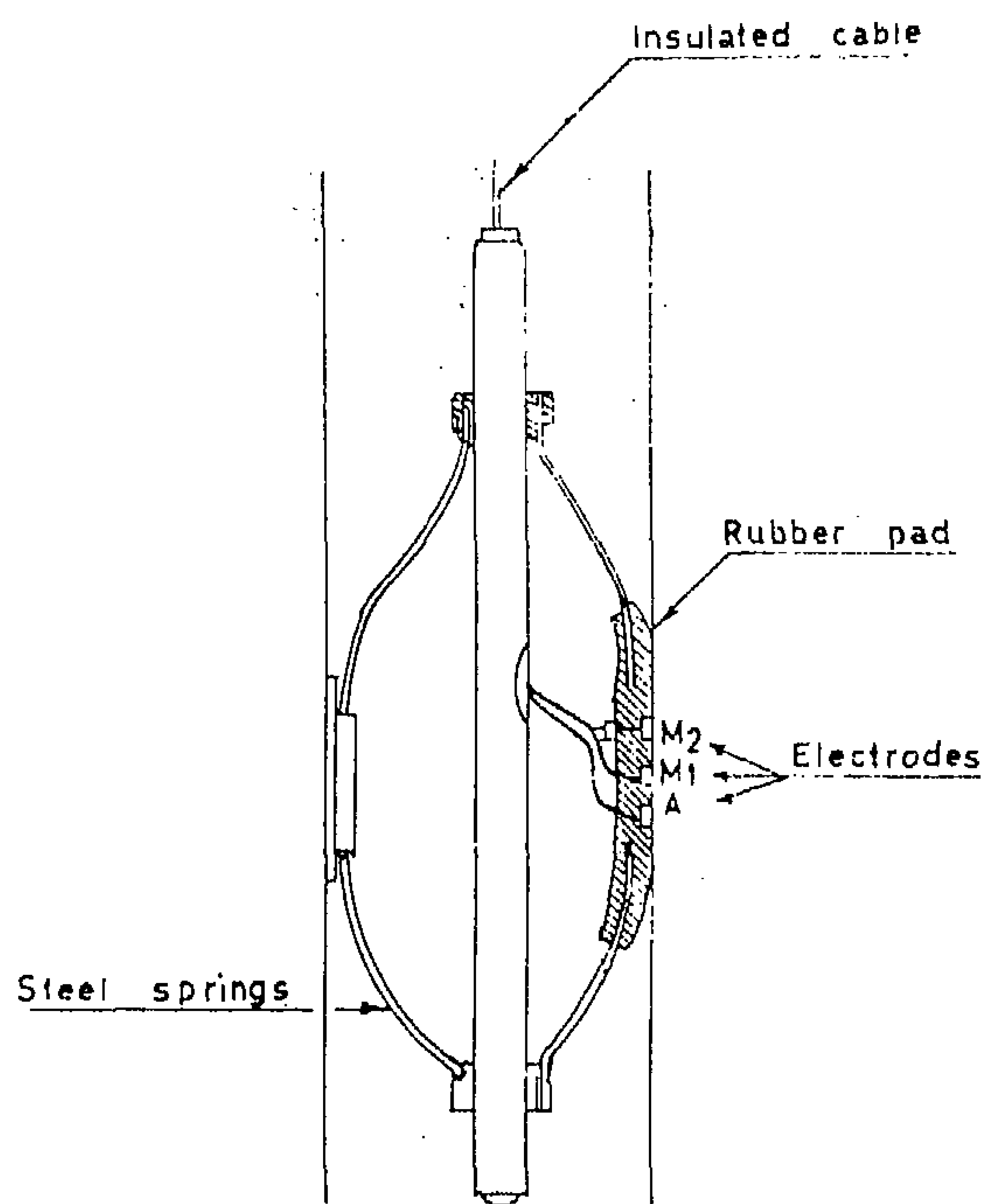


Fig. (6)

REFERENCES

(1) JAKOSKY, J. J.: "Exploration Geophysics", Trija Publishing Co., 1950, Gaylay Avue, Los Angeles, 21, California.

(2) PIRSON, SYLVIAN J., "Oil Reservoir Engineering", Mc-Graw Hill Book Co., Inc.

(3) BILLINGS, MARLAND P., "Structural Geology", N.Y., Prentice Hall Inc.

earth. The lateral device is characterised by the distance A O where O is the center of M N.

Normal system:

In this set up the current is applied between electrodes A and B within the well as shown in Fig. 4, the potential difference is measured between a surface electrode N and a well electrode M. Hence the apparent resistivity is obtained by :

$$R_a = 4 \pi a \ V_{MN}/i \qquad (7)$$

Schlumberger Sonde for Chronological Recording :—

The sonde is composed of 5 electrodes numbered from 1 to 5 spaced on an insulated mandrel and of two cable electrodes as shown in Fig. 5. Electrode 2 is the reference electrode to which all depth measurements are referred. The electrodes used in the curves are as follows :

For "SP" measurement, electrode 2 is in use.

M N curve, for the short-normal measurements, electrodes 1, 2, and 5 are in use, 1 being the current source A, 2 the potential electrodes M and 5 the N electrode. Cable armour 7 is the B electrode.

A M curve. For the long normal measurements, electrode 1 and 7 are the current electrodes A and B, and 4 and 6 are the pick up electrodes M and N.

O A curve : For the lateral measurements electrodes 5 and 6 are actually the pick up electrodes M and N, and 1 and 3 are the current electrodes A and B.

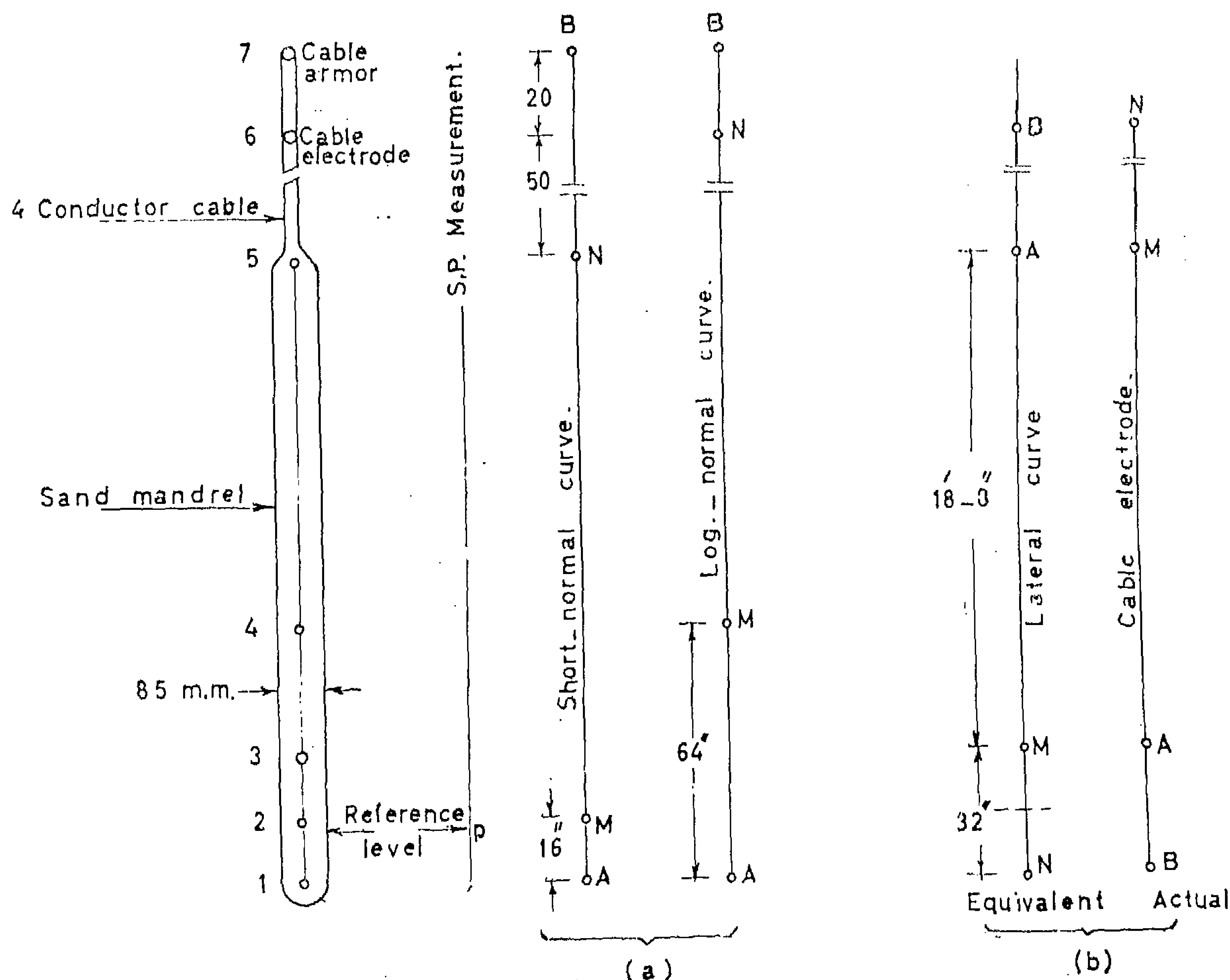


Fig. (5)

two equations concerned. Hence at temperature 25°C.

$SP_{mv} = -(59.1 + 11.6) \log (C_1/C_2)$ (4)

or when substituting the reciprocal of resistivity for concentration,

$SP_{mv} = -70.7 \log (R_{mf}/R_{wo})$ (5)

A sample of "SP" curve is shown in Fig. 2.

Uses of the "SP" Curve:

(1) The "SP" curve is a geological indication of lithologic changes. The exact thickness changes can be picked very accurately by the inflection points in the SP curve. The characteristics are of use in geological correlation.

(2) From the shape of the "SP" curve the order of magnitude of the true resistivity may often be derived.

(3) The "SP" curve is used for the evaluation of formation water resistivities and salinities.

MEASUREMENT OF FORMATION RESISTIVITY

Two systems ar usad in this subject and they are :

(a) The lateral system.

(b) The normal system.

The lateral system:

A common electrode set up in electric logging is indicated in Fig. 3 where current i is applied at electrode A within the well and withdrawn at electrode B at the surface of the earth after pumping through out the formation. The potential difference $\triangle V$ is measured between electrodes, M and N located below electrodes A and B. By application of the potential theory formula therefore :

$$\triangle V = R\, i / 4 \pi\, b / a\, (a + b) \qquad (6)$$

from which the resistivity R_t could be computed in the case of a perfectly homogeneous

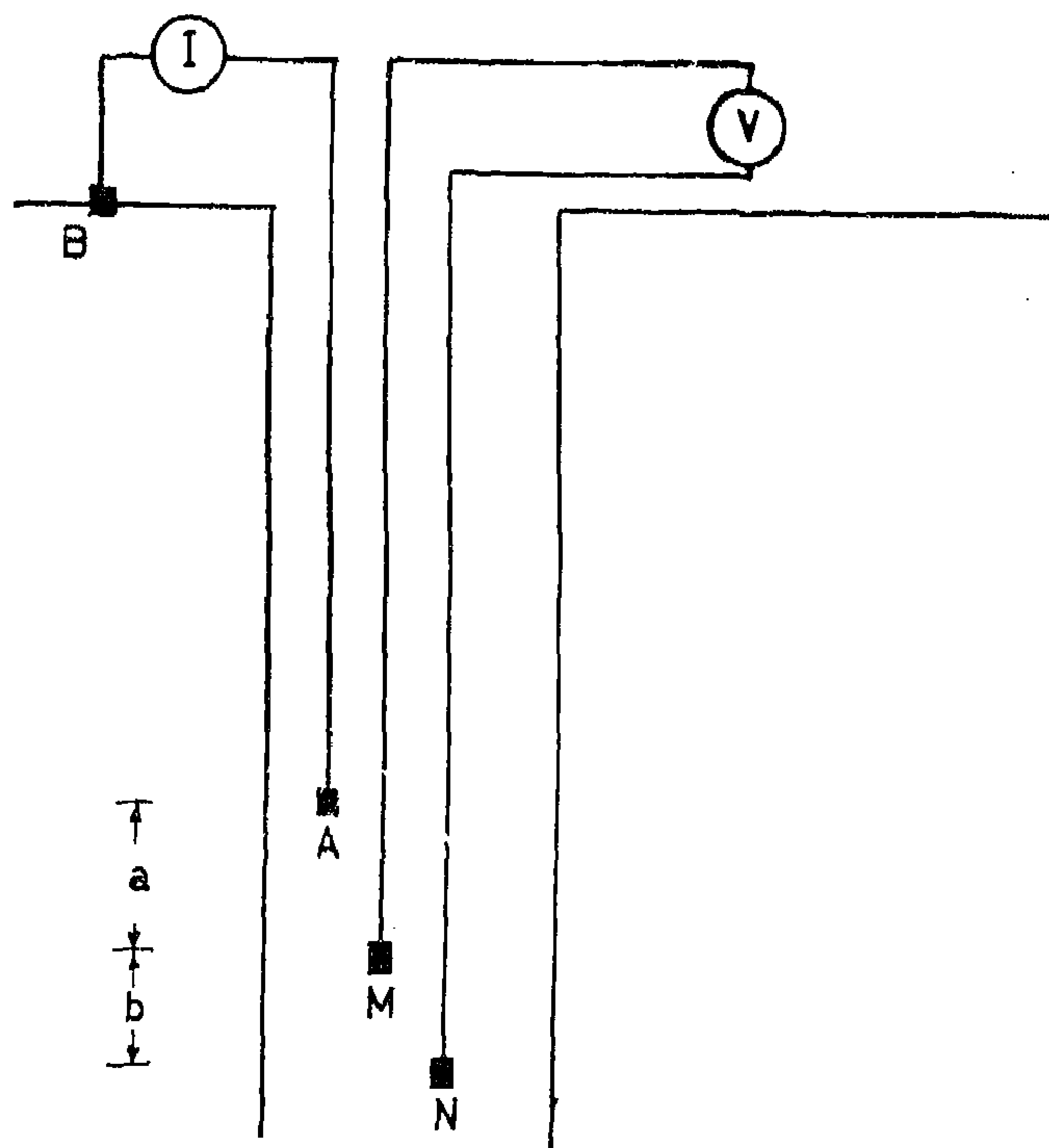


Fig. (3)

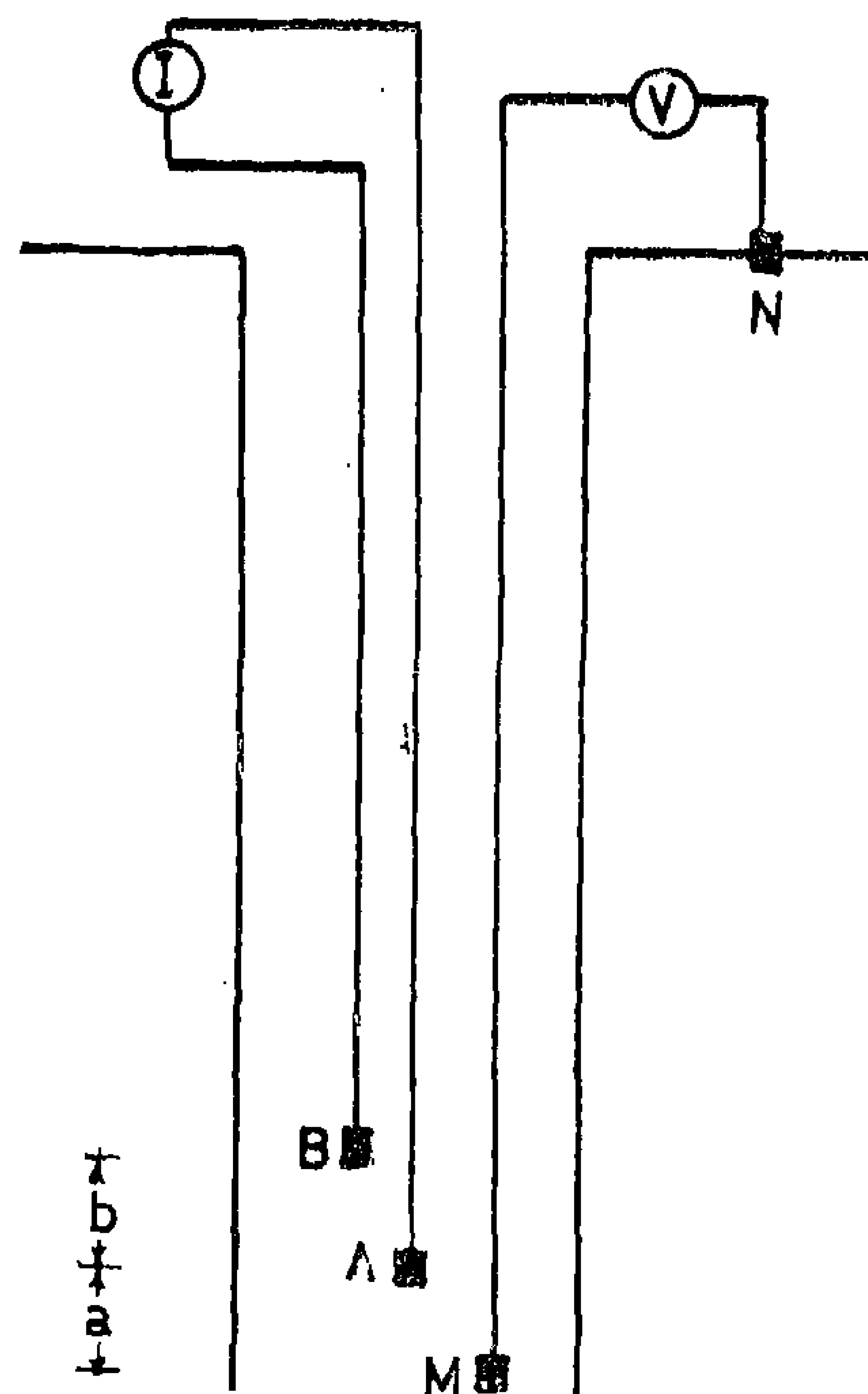


Fig. (4)

Where C_1 and C_2 are salt concentrations in the two solutions, and V and U are the mobilities of the cation and union respectively, RT/F = 0.0575 at 18°C. (for sodium chloride). Therefore for sodium chloride Eq. 1 becomes

$$E_{d(mv)} = -11.2 \log (C_2/C_1) \qquad (2)$$

In case reaction of fresh water with solid framework of rocks or clay, there exists a movable and fixed layer around the particle of the clay. Hence if one measures the potential difference that exists between the clay particle and a point farther and farther away within the water solution one measures an increasingly greater potential difference w.r.t. the clay which is called double layer or shale potential. The greater possible difference is called the thermodynamic potential of the substance and is given by the Nernst formula which could be used as first approximation by electrical conductivities of the two solutions as

$$E_{volt} = -(0.0591/n) \log (R_2/R_1) \qquad (3)$$

where the resistivities R_1 and R_2 are essentially the resistivity of the connate water R_{wo} and of the mud filtrate R_{mf} in the hole.

In view of the fact that the "SP" log measures relative to the shale base line—the sum of the diffusion and shale potential placed in series—the total "SP" deflection observed, in the case of sodium chloride (n = 1) mud, would essentially be obtained by adding the

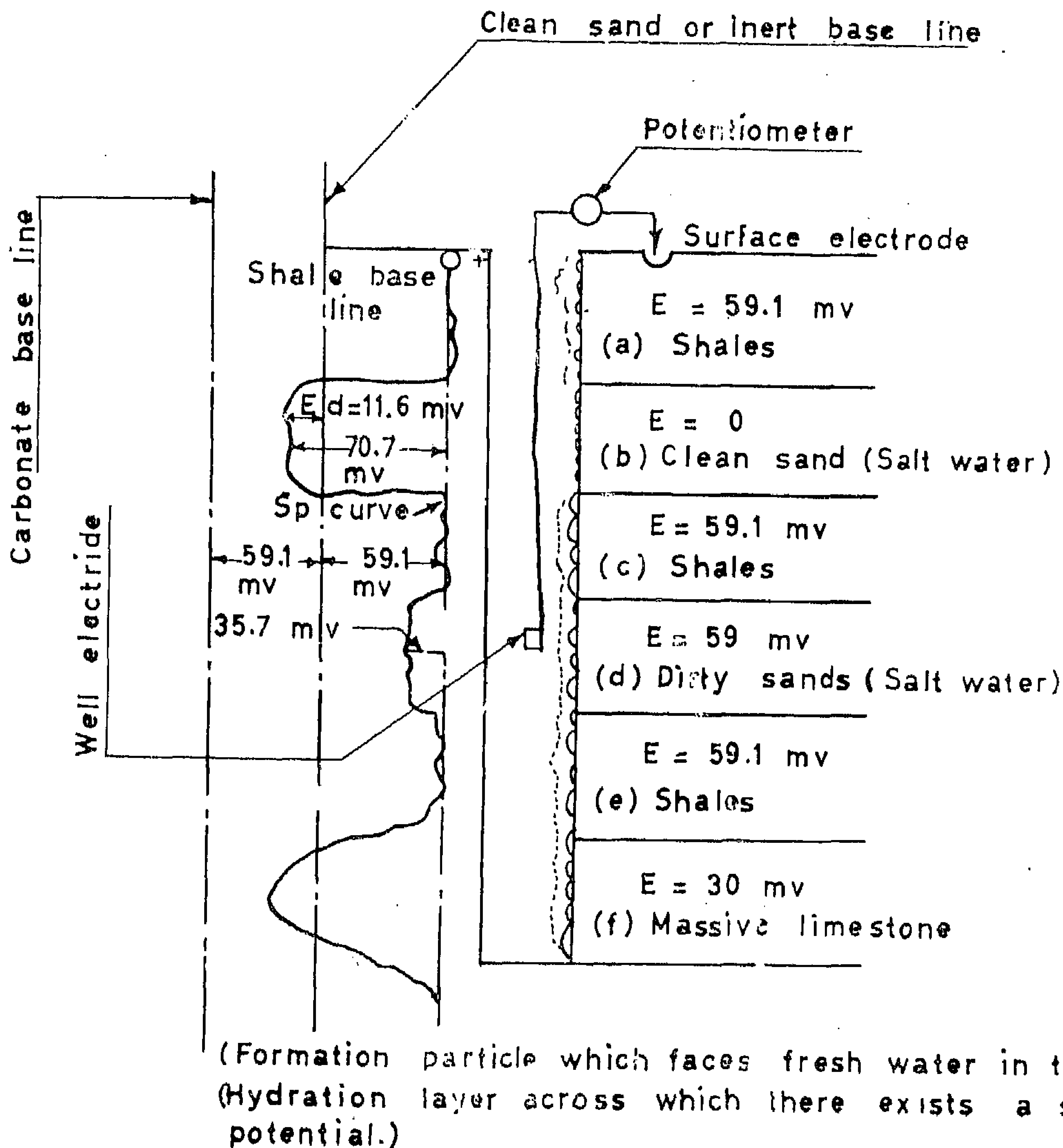
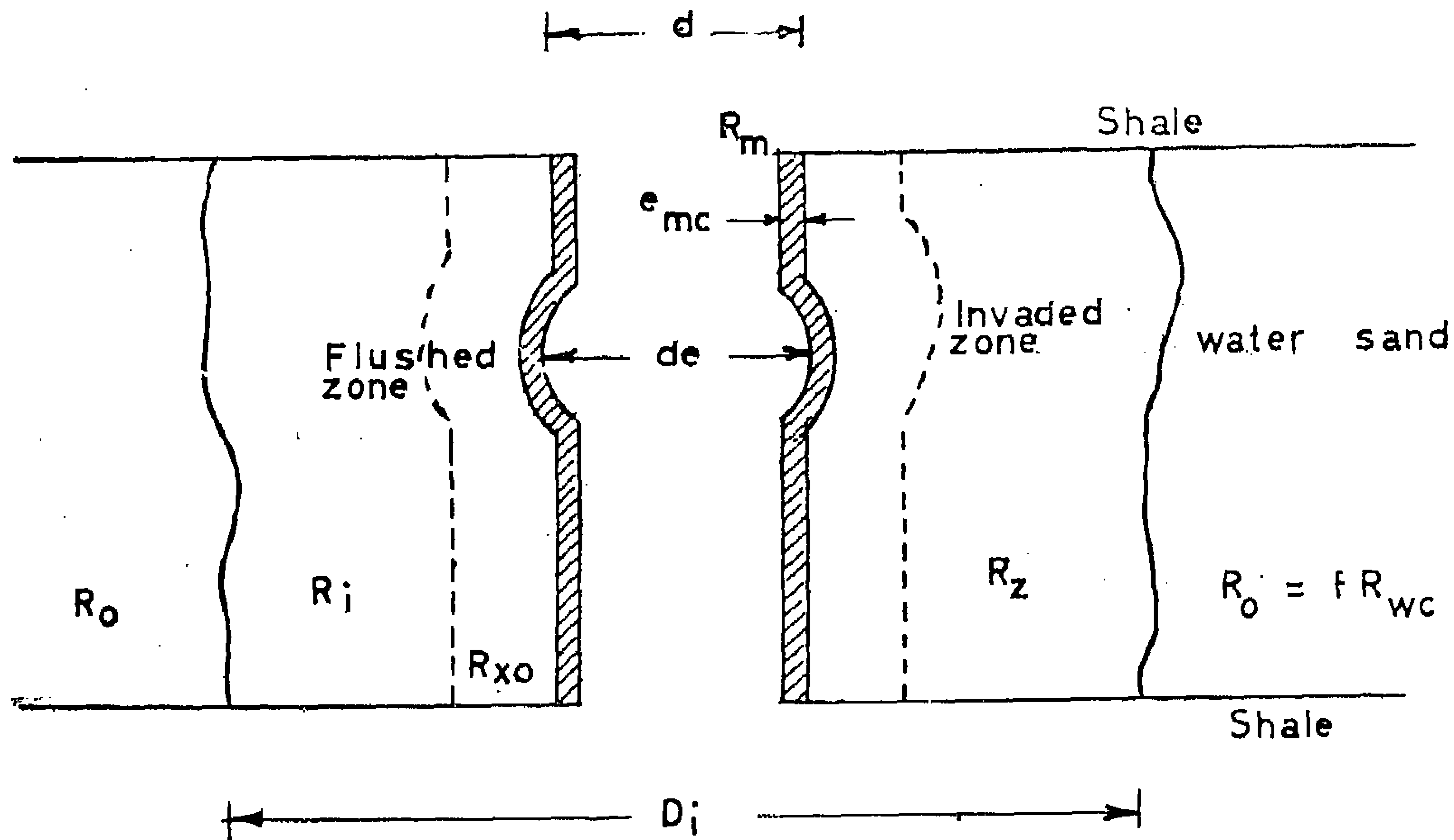


Fig. (2)

sands (quartz) or limestone and dolomite (carbonate) having more or less connate water saturation in the pore volume.

There are two classes of reactions which occur when the relatively fresh water of the well contacts the rough formations, one with the solid formation of the rocks, the other with their fluid content, both of which give rise to electrical potentials.



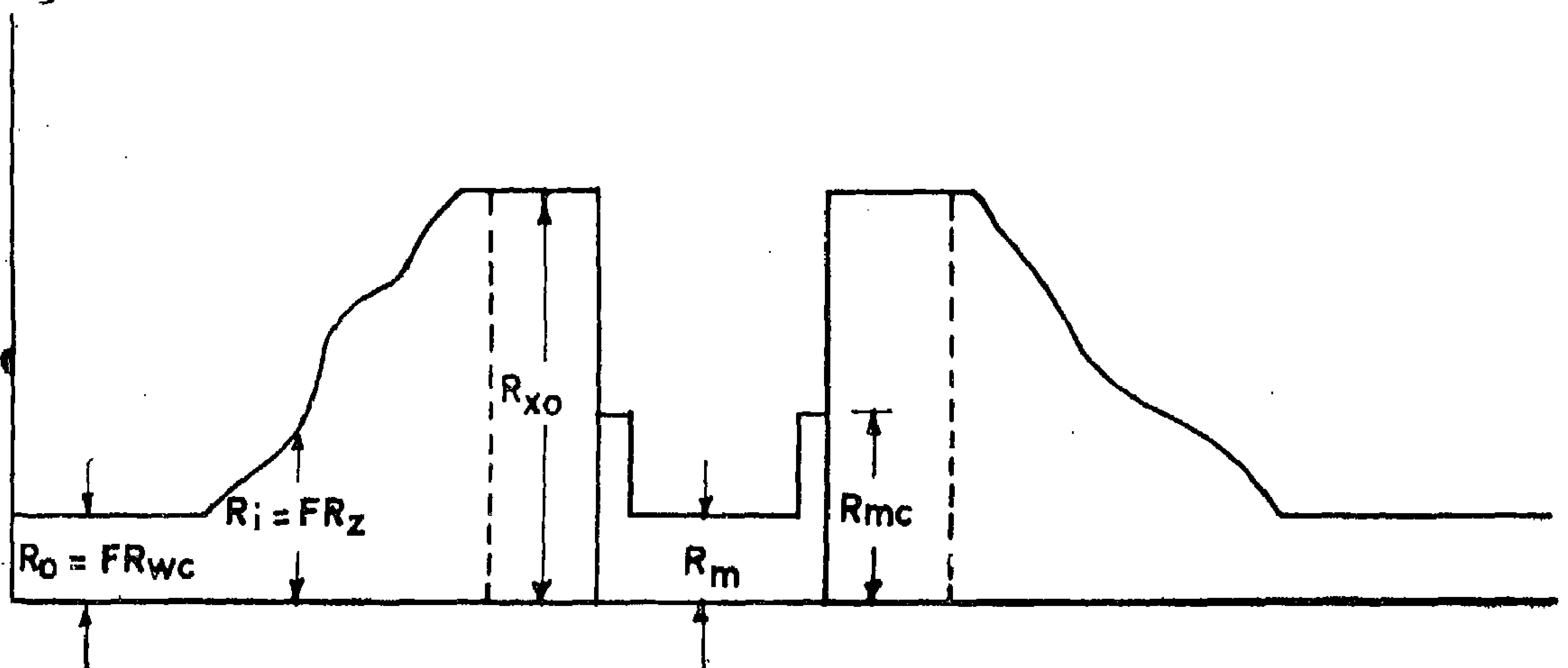


Fig. (1)

DIFFUSION AND DOUBLE LAYER POTENTIALS

The contact between the saline water of the well and formation water gives rise to a diffusion potential owing to the differential mobility of the ions in solution in both fluids. The diffusion potential in a well may be explained on the basis of sodium chloride as the diffusion from the concentrated solution to the dilute solution. The magnitude of the diffusion potential E_d in volts may be evaluated by:

$$E_{d\ (volts)} = [\,(V\text{-}U)/(U\text{-}V)\,]\ (R\,T/nF)\ \log\ (C_2/C_1) \qquad (1)$$

BORE HOLE INVESTIGATIONS

By

Dr. MOSTAFA M. SOLIMAN

The following discussion is concerned with the types of logs obtained by electrical measurements made in well bores. The purpose of well logging is to obtain geographic record as a function of depth of one or more physical and chemical properties of geologic formations encountered by the drill. The manner in which a well is drilled affects the logging conditions and more particularly with respect to the resistivity of the fluid in the well bore, the diameter of the well, and the mud filtrate invasion in the immediate neighbourhood of the well. Wells may be drilled with rotary or cable tools. The discussion here is mainly concerned with rotary drilling.

The Formations and filtrate invasion:

The response of porous and permeable formation to invasion by drilling and filtrate depends on various factors which are :

(a) The mud used.

(b) The properties of the formation drilled.

In porous media, there will be three different zones as shown in Fig. 1 and they are : the mud cake, the flushed zone and the invaded zone.

In the flushed zone, mud filtrate has completely replaced the connate water. Under most conditions there are three unknowns to the problem of electric logging, namely connate water resistivity R_{wc}, formation factor F which is a factor of proportionality, and the true formation resistivity R_t. Diameter or extent of invasion D_i is also an unknown of interest in ascerting the probing distance of the various logging tools. The value of R_{wc} generally will have to be estimated from "SP" curve. The formation factor may be evaluated from the flushed zone by means of microlog. The third unknown R_t may be obtained from a long investigation such as lateral curve which will be explained later on.

ELECTRIC LOGGING

The electric logging made commercially are based on two different operations and they are :

(a) Spontaneous polarization potential or self potential curve "SP".

(b) Formation resistivity in the well.

The Self Potential "SP" Curve

To understand the "SP" curve we must review the fundamental physical principals involved in the relatively simple measurements of the electrical potential existing between an electrode at the surface of the ground and the electrode within a well filled with drilling fluid. Essentially the well may be likened to a large test tube extending through the geologic formations containing primarily salty connate waters. Normally the test tube itself is filled with relatively fresh water, the aqueous phase of a water base mud. The formations are mostly shales (clay),

B : Effect of changes in the pipe :

Decreasing the diameter of the from 2 mm. to 1,8 mm. to 1,5 mm. keeping its length a constant, at the same injection fuel quantity shows no appreciable changes in the injection properties. Cases B, C, and D. However small diameters lead to excessive frictional losses and the pipe gets hot. This is preferably avoided to relief the pipe from excessive thermal stresses.

C : Changes in the Pump :

The delivery valve having a release piston affects the diagrams very considerably, cases B and C. Keeping the injection quantity cons then at bigger release volumes :

The needle closes at smaller pressures.

The needle lift is smaller.

The injection begins later.

The pressure fluctuations in the pipe are smaller.

The effect of the spring acting on the delivery valve is seen in cases B and F. Weak srpings lead to :

Smaller closing pressures of the needle.

Smaller needle lift.
Lower values of the max pressures in the pipe.

The volume of the delivery valve housing if reduced (compare cases H and J) leads to an increase in the pipe pressures and needle lift.

Conclusion :

The paper discusses the effect of some alterations in the design of the injection pump; injection pipe and injector on the injection properties of a given system. Only two other alternatives were not discussed on this test system but will be shown on another one later ; these are the effect of changing the plunger diameter and the nozzle with its needle lift.

BIBLIOGRAPHY

1. PISCHINGER, A. : *Gemischbildung und Verbrennung im Dieselmotor.* Die Verbrennungskraftmaschine Heft 7. Springer Verlag, Wien 1939.

2. REICHELT, J. : *Die rechnerischen Ermittlung des Einspritzgesetzes KFT 1953,* Nr. 4, 7, 8.

3. INDRA, JAROMIR : *Beitrag zur rechnerischen Ermittlung des Einspritz gesetzes*
KFT 4/1957 Seite 138
KFT 5/1957 181

4. ABDELFATTAH : *Zur Berechnung der Druckwellen im Akkumulier Einspritzsystem*
MTZ heft 12 Dez 1960.

5. *Ueber den Schonebeck Dieselmotor siehe* KFT No. 10/1958 Seite 376.

Since the pressure in the pipe is measured a bit far from the needle, a certain phase angle between the pressure and the needle lift diagrams is to be expected.

Discussion of the experiments :

10 different experments were carried out with different conditions and changes in the injection system. The plunger and the nozzle with its needle remained unchanged. Figures No. 5 shows the oscillograms obtained at 1500 RPM and different conditions. Table No. 1 gives the results obtained from these diagrams.

TABLE I

	Volume of delivery valve housing	Release volume	Spring Stiffness	Initial pressing	Pipe diam.	Injection Quantity	$\triangle t_1$ a b	$\triangle t_2$ b c	$\triangle t_3$ c d	Main injection angle	Closing press of needle	Opening press. of needle	Max. press. in pipe
	mm³	mm³	Kg/mm	Kg	mm	mm³	°CA	°CA	°CA	°CA	Kp/cm²	Kp/cm²	Kp/cm²
A	2120	26,5	1,07	4,28	2	35	5	2,7	7	17	80	130	210
B	2120	26,5	1,07	4,28	2	35	5	2,7	8	14	65	140	200
C	2120	26,5	1,07	4,28	1,8	34	5	2,7	8	13	65	140	200
D	2120	26,5	1,07	4,28	1,5	34	5	2,7	9	14	70	140	190
E	2120	35	1,07	4,28	2	30	6,5	2,7	10	9,5	40	140	180
F	2120	26,5	0,78	6,24	2	31	5	2,7	9	10	50	140	185
G	2120	50	1,07	4,28	2	30	8	2,7	8	11	20	140	140
H	2120	50	1,07	4,28	1,5	30	8	2,7	11	13	10	140	180
I	1670	26,5	1,07	4,28	2	34	5	2,7	9	16	70	150	250
J	1670	50	1,07	4,28	1,5	34	8	2,7	13	13	10	150	225

A : Effect of changes in the Injector :

Increasing the initial force in the spring actuating the needle leads to an increase in the opening pressure of the needle. In case A the needle opens at 130 KP/cm² while in B at 140 KP/cm². This increase in opening pressure weakens the 2nd and 3rd opening of the needle, decreases the injection angle, the duration of the second opening and the amplitude of the reflexion wave.

Now when the delivery valve opens, the pump will be connected to the delivery valve housing and injection pipe. Then the pressure waves start travelling along the pipe with the velocity of sound a; the first pressure wave reaches the injector after a time $\triangle t_2 = L/a$ where L = pipe length and will be reflected. After a time $\triangle t_3$ the needle opens due to the energy of the reflected wave. During the injection period the needle is subjected to oscillations. When the release at the pump begins, the release wave arrives at the injector after a time = L/a and the needle closes. The reflexion at the pump side can be weakened through the release volume in the delivery valve which means that the needle will no more open.

Therefore the time from the delivery beginning till the injection beginning is

$$T = \triangle t_1 + \triangle t_2 + \triangle t_3$$

Figure 4 shows an enlarged pressure time and needlelift time curves at 1500 RPM Camshaft. The pressure in the Bomb against which the fuel was injected varied from 34 to 44 Kp/cm² at the injection beginning and end. The needle opens at 120 Kp/cm² and closes at 80 Kp/cm². The period ab=$\triangle t_1$=(5) Degrees, while the periods bc=$\triangle t_2$=2,7 and cd=t_3=5° Camshaft angle. Therefore the period of 12,7° elapses from the moment the delivery begins till the injection begins. Then follows the main injection de=20°. The needle reaches its maximum lift of 0,65 mm. and the max. pressure in the pipe reaches 210 Kg/cm². After a period of 16°CA – ef on the diagram-figure 4 the injection needle opens again for 10°CA (fg). Then again after 18° (gh) the needle opens for a third period of 6° (hi).

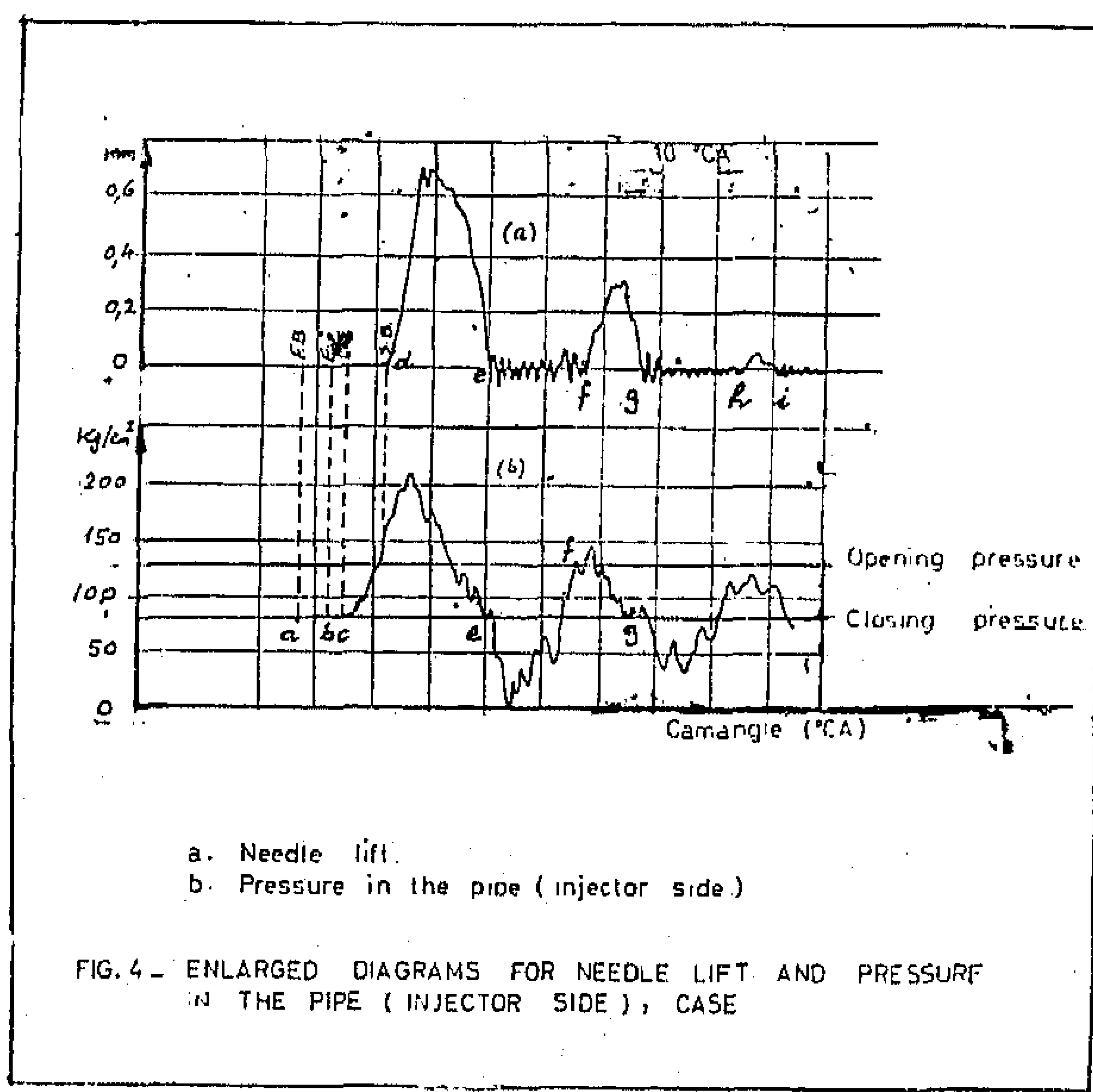


FIG. 4 – ENLARGED DIAGRAMS FOR NEEDLE LIFT AND PRESSURE IN THE PIPE (INJECTOR SIDE), CASE

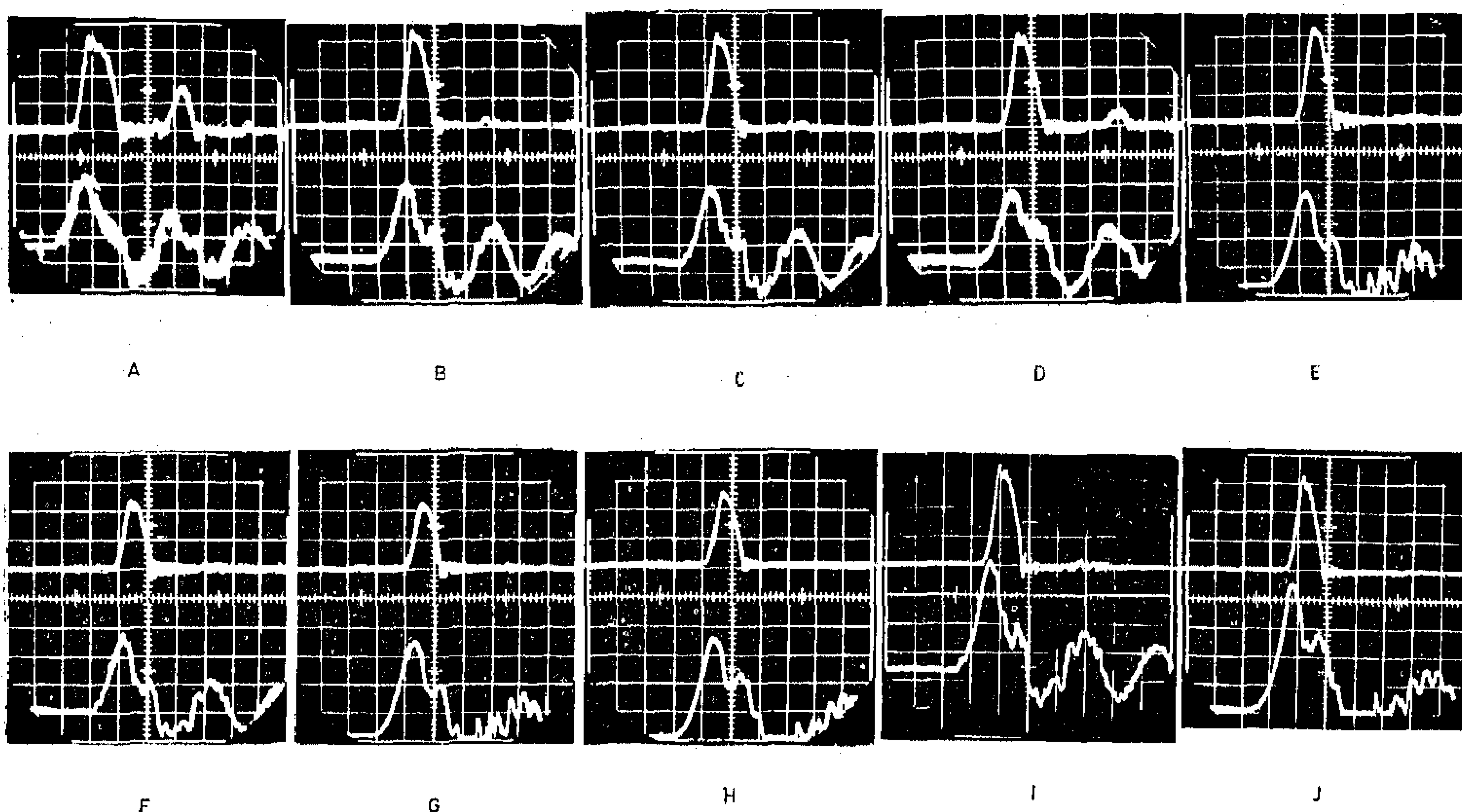


FIG 5 – PRESSURES IN THE INJECTION PIPE (AT THE INJECTOR) & NEEDLE LIFT DIAGRAMS. n = 1500 RPM. CAMSHAFT SPEED & DIFFERENT CONDITIONS.

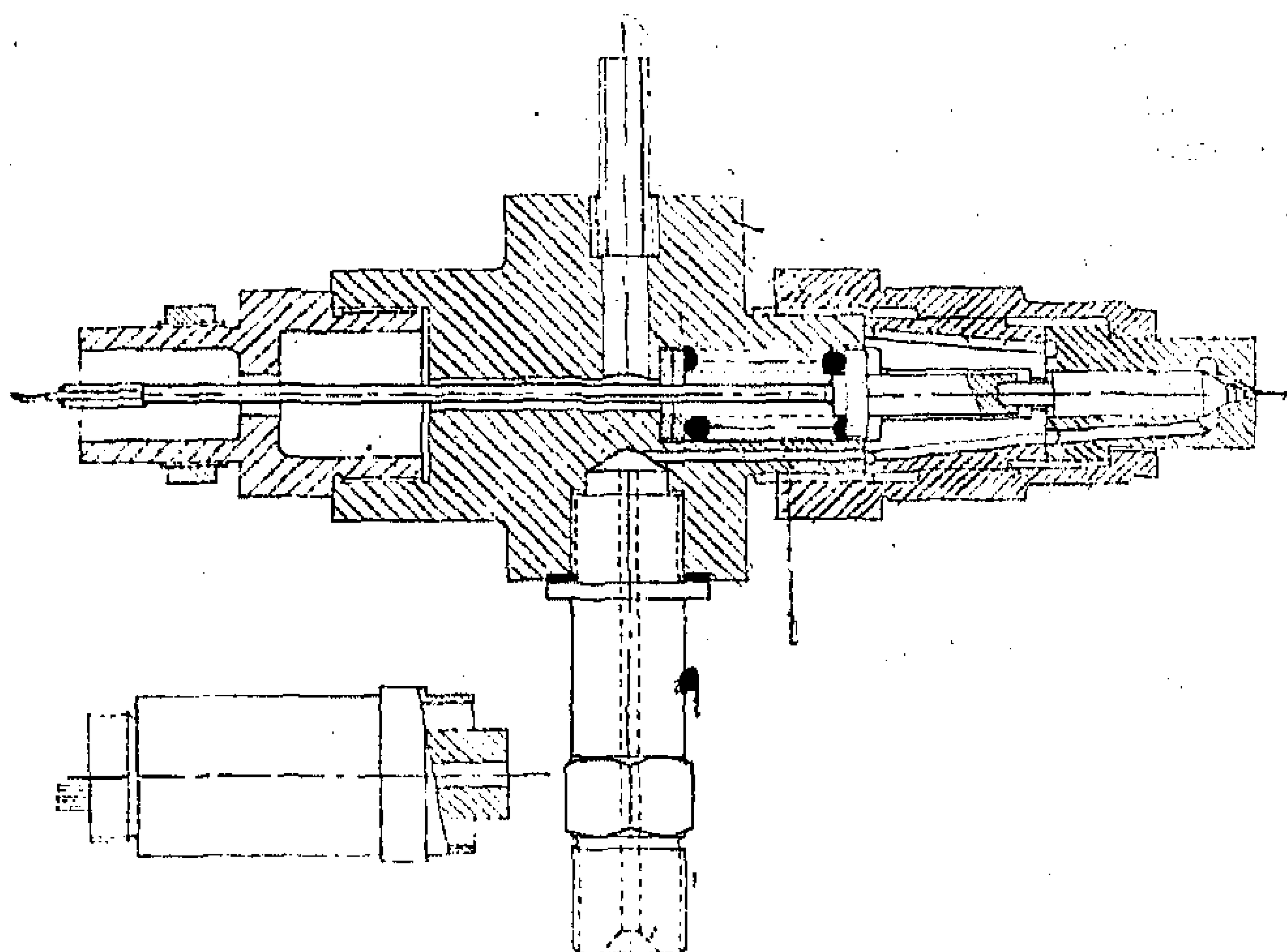


Fig. (2). The Injector

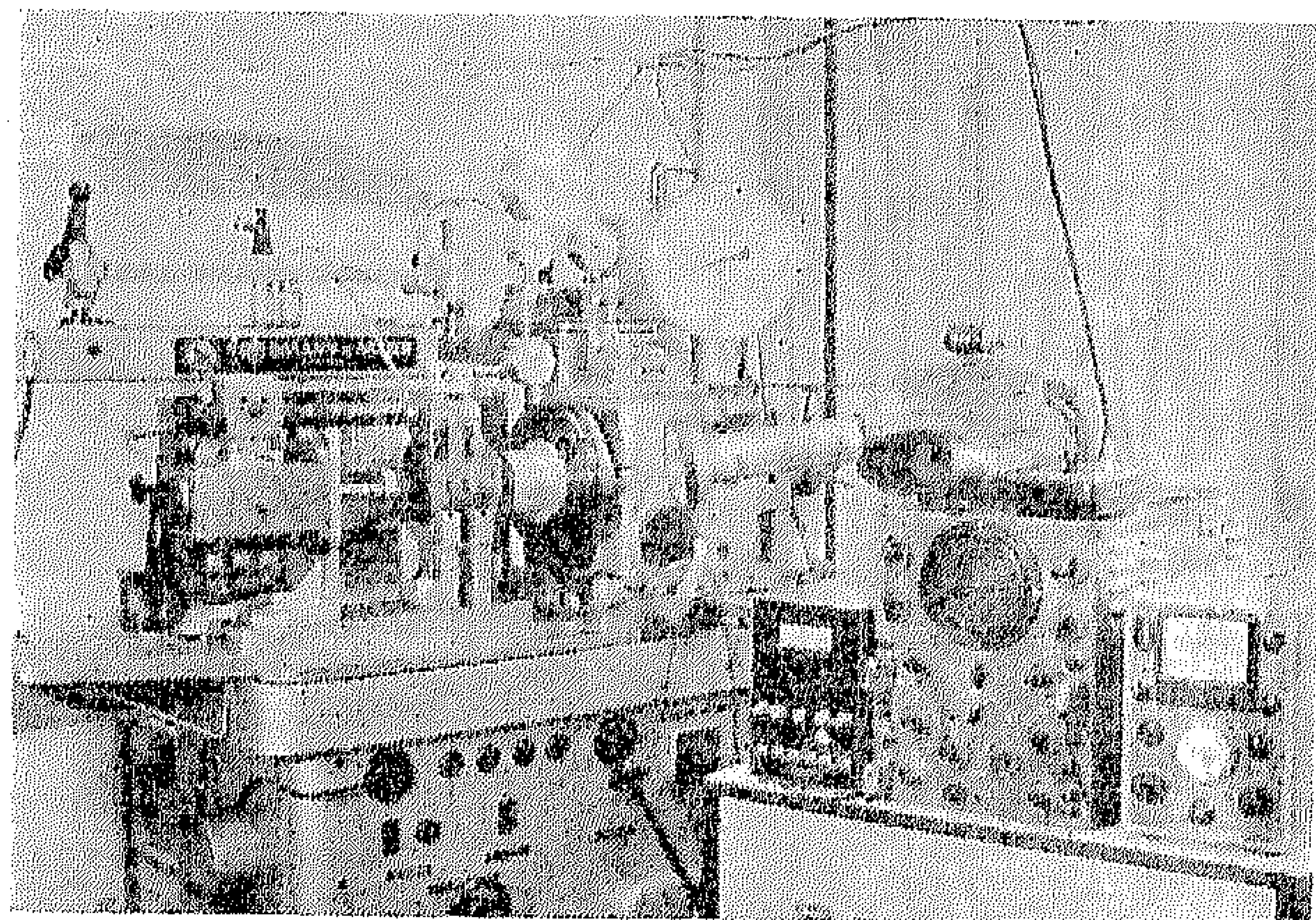


Fig. (3). The Test Bed

Method of Testing :

The Schönebeck Diesel engine has the came of the inlet, exhaust and injection on the same shaft. The pump housing is separated from the camshaft housing.

A camshaft and a pump were delivered separately and for this reason a new housing was constructed to fit the camshaft and the pump on the test bed (see the Fotograph in figure 3).

The cam lift diagrams were measured on the pump test bed and also on the engine itself, for each 2,5° cam shaft angle, to compare both diagrams. The comparison showed that the delivered camshaft was not perfectly machined.

To measure the pressure in the pipe at the injector a Piezo quarz made in the AVL, Graz was used. Its frequency was about 50 KHz.

To measure the needle lift, the construction of the injector was changed to allow for the measurement from above. This was done by manufacturing another holder which allows the fuel to flow in a horizontal direction keeping the volume of the passage unaltered. A long cupper pipe was then welded to the spring guide, figure No. 2 and at its upper end a steel pin was fitted which when oscillating due to the injection needle motion cuts the flux in the induction coil fitted on the injector. Through trial the best cupper pipe and pin weight that gave the best diagrams was 6280 mgr. (The weight of the needle alone is 5300 mgr. and the needle spring 8550 mgr.).

The test bed in figure 3 shows the amplifier which increases the piezoquarz charge and the oscillator which assists in measuring the needle lift. Moreover a stroposcope helped the calibration of the time curve.

The einjector was held very strongly in an injection bomb where the injection proceeded. The Bomb should include no air pockets and through a special devcie the pressure inside the Bomb could be varied from 20 to 100 Kp/cm^2, this corresponds to the conditions inside the engine cylinder.

The test bed in figure 3 consists of an electric motor, DC driving a drum graduated at 360° and its speed varies between 0 and 5000 RPM. It is coupled to the Bomb driving shaft which in turn is coupled to the injection pump camshaft.

The Procedure in the injection system

When the plunger begins to move, the fuel is compressed and the pressure in the pump increases. The delivery valve opens. The time for this event is $\triangle t_1$.

Injector	See figure No. 2.	
Injector spring	Initial length	22 mm
	Wire diameter	3 mm
	Internal Diam.	5,5 mm
	Outer diameter	11,5 mm
	Spring stiffness	16,5 kg/mm
	No. of windings	5
Injection nozzle :		
	Hole diameter	1 mm
	Needle lift	0,65 mm
	Injection pressure	140 kg/cm^2

Injector placed at 45° to the cylinder axis.

Cam follower spring:

Initial length	39 mm
Wire diameter	3 mm
Internal diameter	16 mm
External diameter	23 mm
Spring stiffness	1,6 kg/mm
No. of windings	7

Calculated Characteristics of the injection system :

Max. plunger speed at 1500 RPM Camshaft speed	2,58 m/sec.
Max. delivery per degree crank angle	8,1 mm^3/° CA.
Max. delivery speed	73000 mm^3/sec.
Injection quantity at full load	28,6 mm^3
Nozzle one hole diameter	1 mm.
Cross sectional area	0,79 mm^2
Theoretical delivery angle	18° CA
Theoretical injection angle	9° CA
Injection quantity (based on cross sectional area of the nozzle hole)	36,5 mm^3/mm^2
Max. delivery speed based on the cross sectional area of the nozzle hole	10,35 mm^3/°CA mm^2
Reduced max. plunger speed in the injection pipe	23,22 m/sec.

Calculated Characteristics of the combustion chamber

Thermal loading at full load

$q = bsfc \cdot P_b \cdot n/90$

Bsfc 220 gr/BHPhr $P_b = (5{,}25)$ kg/cm^2 $n = 3000$ RPM

$q = 38500$ Kcal/liter. hr.

Injection quantity per liter stroke volume 50 mm^3/Lit.

Excess air ratio calculated assuming Vol. Eff. 85 % $\lambda = 1{,}78$.

Piston rings	All are 5. First chromplated. Second and third normal, fourth and fifth scraper.
Cylinder head bolts	4, M 12 × 1.5.
Cylinder head	Kupper
Valve clearance inlet	0,2 mm.
Exhaust	0,2 mm motor cold.
Inlet opens	12° before upper dead center
Inlet closes	42° after lower dead center
Exhaust opens	42° before lower dead center
Exhaust closes	12° after upper dead center.

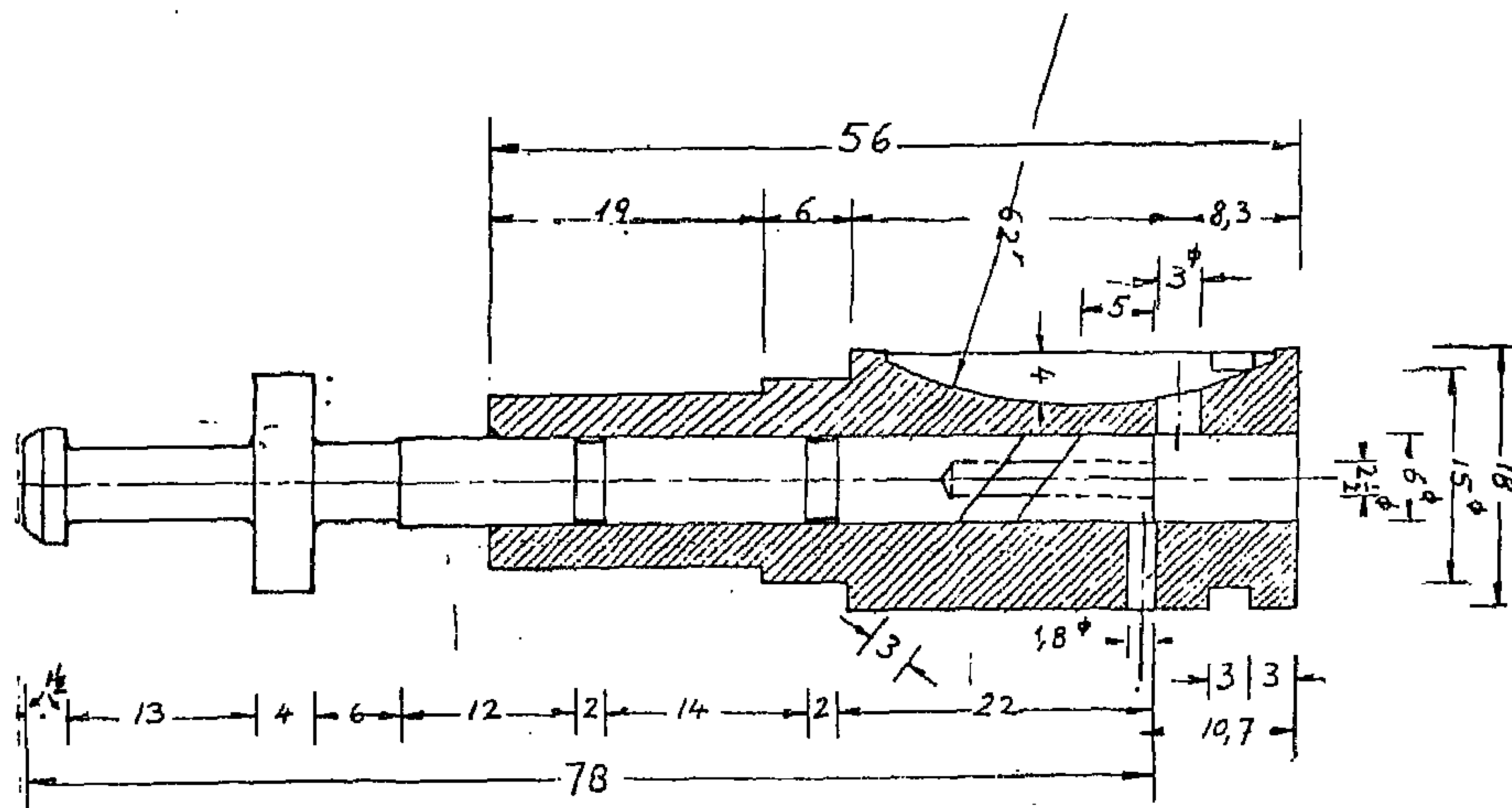


FIG 1_ THE INJECTION PUMP

Injection System :

Injection pump	L'Orange Type PO24210 figure No. 1
Camform	Tangential
Plunger diameter	6 mm
Filling hole diam.	2 mm.
Volume of the delivery valve housing 2120	cm^3
Volume of the release piston in the delivery	valve 26,5 mm^3
Spring actuating the delivery valve:	
initial length	28 mm
wire diam.	1,5 mm
Inner diam.	6 mm
Outer diam.	9 mm
Stiffness	1,07 kg/mm
Injection pipe nuts	M 12×1,5
Delivery beginning	38° before upper dead center.
	Outer dead center 6 mm
	Inner dead center 2 mm
	Pipe length 420 mm

THE EFFECT OF INJECTION SYSTEM DESIGN ON ITS CHARACTERISTICS

Dr. A. IBRAHIM ABDELFATTAH,
Assistant Professor, Faculty of Engineering,
Alexandria University

Introduction :

The characteristics of a given injejction system are affected by several factors, of which the following are of importance :

(1) Plunger Diameter ;

(2) Release volume in the delivery valve.

(3) Stiffness of the spring acting on the delivery valve and its pressing force.

(4) Volume of the delivery valve housing.

(5) Length and diameter of the injection pipe.

(6) Stiffness and initial pressing of the injection needle.

(7) Lift of the injection needle.

A given injection system affects its engine characteristics if any of the above mentioned elements is changed. A study of the injection system can be better made through registration of pipe pressures and needle lift against time diagrams on an oscillograph. The pressure in the pipe is measured through a piezoqurz element, amplifier and the needle lift is measured through the known induction method, both diagrams can be recorded on a double beam oscillograph.

Several trials were made to calculate the pressures in the pipe and needle lift (1, 2, 3, 4) but this paper deals with the effect of the above mentioned factors on injection properties experimentally. For this purpose the injection system of a high speed Diesel engine will be used.

The choice fell upon the Schönebeck 2 cylinder high speed Diesel engin (5) and the study was made in the Laboratories of the AVL, Graz.

The test injection system :

The Motor and injection system data will be given here :

Motor data :	Type 2 KVD9 SVL Nr. 252975 Baujahr 1961.
Combustion chamber	Direct injection, mould in the piston.
Bore and stroke in mm	90×90
Liter volume per cylinder	572 cm^3
Compression ratio	18 measured on the engine.
BHPM at RPM	20 BHP at 3000 RPM
Brake specific fuel consumption	220 gr/BHPhr
Brake mean effective pressure	5,25 kg/cm^2
Mean piston speed	9 m/sec.

The cooling air fan, the lighting machine, the luboil pump are driven from the engine.

Combustion chamber :

Piston Mould	Ellipsoid
Volume of mould	24 cm^3

Piston clearance from cylinder head 0,9 mm. corresponding to 5,8 cm^3 VOL

Valve distance from cylinder head has a volume of 4 cm^2 for inlet and exhaust

Compression volume	33,8 cm^3
Piston	Light metal

BIBLIOGRAPHY

(1) *The Gezira Irrigation Scheme*—Including Sennar Dam on the Blue Nile, by O. L. Prowde, paper No. 4568, Minutes of Proc. I. C. E. Vol. 222, 1927, p. 81.

(2) *The Causes and Prevention of Bed Erosion*, with Special Ref. to the Protection of Structures Controlling Rivers and Canals, by A. A. D. Butcher and J. D. Atkenson and the discussion made by Dr. Rehbock, Paper No. 4865, Minutes of Proc. I. C. E., Vol. 235, 1934, p. 175.

(3) *Control of the Hydraulic Jump by Sills*, by J. W. Forster and R. A. Skrinde, Proc. ASCE, April ,1949.

(4) *Measurement of the Discharge of the Nile Through Sluice of Asswan Dam*, by Dr. H. E. Hurst and D. A. F. Watt, P. W. M. Physical Dept. Paper No. (24).
—*Further Experiments on Discharge of Modern Sluices*, by Dr. H. E. Hurst, P.W.M. Paper No. (25) (Physical Dept.).

(5) *Supplementary Notes on Flow through through Model Sluices*, by H. Addison (Journal, I.C.E. Feb., 1938, p. 53).
—*The Flow of Water Through Group of Sluices*, by H. Addison (The I.C.E. Selected Paper No. 105, 1931).

(6) *Report on Experiments Carried Out on Models of Standard Vertical Screw Gates adopte.l on the Lloyd Barrage and Canals Scheme*, Government of Bombay, P.W.D. Technical Paper No. 47, 1933, by C. G. Howe.

(7) *Hydraulics of Open Channels*, Eng. Society Monographs, McGraw-Hill, N.Y., 1932, by Boris A. Bakhmeteff.

(8) *Discharge of Submerged Sluice Gates*, by by R. C. Robin (Journal of the Institution of Engineers, Australia, Sydney, Vol. 11, Feb., 1939, p. 41).

(9) *Turbulence Characteristics of the Hydraulic Jump*, by Hunter Rouse (Journ. of Hydraulic Division, ASCE Proc. Paper No. 1528, Feb., 1958).

(10) *The Efficiency of Floor Sills Under Drowned Hydraulic Jump*, by Ahmed Shukry (Jour. of Hydraulic Division, ASCE, Proc. Paper No. 1260, June, 1957).

(11) *Protection Against Erosion at the Foot of Dams and Sluices*, by Dr. El Samny and Dr. H. Ismail (Jour. of Civil Eng., Cairo, vol. 1, No. 2, April 1953).

(12) *Erosion Control Below Dams by Means of Hydraulic Rollers*, by Dr. El Samny and Dr. H. Ismail (Jour. of Civil Eng., Cairo, Vol. I, No. 3, July, 1953).

(13) *The Protection of Dams and Weirs and Sluices Against Scour*, by R. V. Burns and C. M. White (Jour. I.C.E. Nov., 1938, p. 23).

(14) *Study of Scour Below Hydraulic Structures by Means of Velocity Distribution*, by Dr. H. Ismail and S. Shalash, Bulletin of the Faculty of Eng., Cairo University, 1954-55.

(15) *The Behaviour and Control of Rivers and Canals* (with the aid of scale models), by Sir Claude Cavendish Inglis, Research Publication No. 13, Part II, Pona, India, 1949, pp. 485.

TABLE (10)

Flow with U.E. level R.L. 421.70 and D.S. R.L. 416.98.

	Gate Opening (m.)					
	0.30	0 .40	0.55	0.65	0.80	0.90
Discharge per m. width q (cumecs.) q_a (model)	2.52	3 .40	4.13	4.46	5.14	5.84
q_c (calculated)	2.41	3 .31	4.05	4.31	5.14	5.83
Disch. coef. C_d	0.860	0 .871	0.773	0.697	0.653	0.657
Contr. coef. C_c	0.860	0 .880	0.780	0.705	0.650	0.667
Eff. head H_E (m.)	4.85	4 .85	4.86	4.98	4.93	4.96
According to Robin						
K	1.095	1 .135	1.155	1.170	1.200	1.220
Eff. head H^1_E (m.)	5.15	5 .32	5.43	5.500	5.62	5.72
Disch. coef. C^1_d	0.835	0 .825	0.727	0.667	0.610	0.612

TABLE (11)

Gate opening (m.)	Av. C_d	Av. C_c
0.30	0.821	0.847
0.40	0.848	0.865
0.55	0.753	0.752
0.65	0.671	0.671
0.80	0.653	0.653
0.90	0.643	0.655

The calculated values of discharges through the regulator model were plotted against the gate openings to give the calibration curves shown in figure (15). The observation points were also plotted on the curves and were found to follow their corresponding curve.

Values of C_d, C_c and H_E as calculated for different gate openings were plottted against the gate openings figure (16).

GENERAL CONCLUSIONS

Even the model was of rather small scale and was not primarily intended for calibration tests for which more accurately gates would have been necessary, the results obtained are supported with theoretical approach that the calibration curves obtained are reliable for the regulator. The observations were to follow the calculated calibration curves within ± 5 % which is good enough for practical use and design purposes.

The curves on figure (16) for the discharge coefficients, the contraction coefficients and the effective heads for différent gate openings and different head dfference are valuable in the preparation of the calibration curves for any range needed for that regulator.

On the whole, it is concluded that the model calibration results will give a reasonable indications for the gate openings, water levels, discharge and contraction coefficients, effective heads and discharges. If more accurate results are required, specially designed model of larger scale would have to be made.

(b) For the same opening there was a close agreement for values of C_d.

(c) A close agreement for values of C_d and C_c.

3. The discharge q_c calvulated by the author method showed a close agreement with the observed values within ± 5 %.

TABLE (8)

Flow with U.S. level R.L. 421.70 and downstream level R.L. 414.63.

	Gate Opening (m.)					
	0.30	0 .40	0.55	0.65	0.80	0.90
Discharge per m. width q (cumecs.) q_a (model)	2.94	4 0.8	4.93	5.34	——	7.44
q_c (calculated)	3.01	4 .18	5.16	5.50	——	7.47
Disch. coef. C_d	0.802	0 .821	0.718	0.644	——	0.630
Contr. coef. C_c	0.834	0 .842	0.715	0.648	——	0.644
Eff. head H_E (m.)	7.57	7 .79	8.00	8.20	——	8.50
According to Robin						
K	1.155	1 .220	1.240	1.270	——	1.370
H'_E = U — D_2) K	8.11	8 .55	8.73	8.92	——	9.63
C'_d	0.758	0 .785	0.682	0.631	——	0.605

TABLE (9)

Flow with U.E. level R.L. 421.70 and D.S. R.L. 415.43.

	Gate Opening (m.)					
	0.30	0 .40	0.55	0.65	0.80	0.90
Discharge per m. width q (cumecs.) q_a (model)	2.68	3 .63	4.46	4.95	5.96	——
q_c (calculated)	2.75	3 .83	4.68	4.83	5.94	——
Disch. coef. C_c	0.800	0 .805	0.715	0.672	0.654	——
Contr. coef. C_c	0.800	0 .810	0.711	0.658	0.657	——
Eff. head H_E (m.)	6.44	6 .50	6.56	6.56	6.65	——
According to Robin						
K	1.120	1 .185	1.205	1.220	1.260	——
Eff. head H'_E (m.)	7.02	7 .48	7.58	7.68	7.92	——
Disch. coef. C'_d	0.760	0 .750	0.668	0.620	0.600	——

TABLE (7)

Discharge (cumecs.)	Upstream Level (R.L.)	Downstream Level (R.L.)	Gate Opening (m.)
96.873			0.30
134.703			0.40
162.633	421.70	414.63	0.55
176.068			0.65
246.000			0.90
88.741			0.30
119.853			0.40
164.047	421.70	415.43	0.55
164.047			0.65
196.220			0.80
83.084			0.30
112.606			0.40
136.117	421.70	416.98	0.55
148.137			0.65
170.000			0.80
193.215			0.90

ANALYSIS OF RESULTS.

The effective head H_E and the depth at the vena contracta F were calculated by application of equations (vii) and (viii) i.e.

$$H_E = U - d_2 \sqrt{1 - 2q^2 (d_2 - F)/gd^3_2 F} \qquad \text{(vii)}$$

$$\text{and } H_E = q^2/2gF^2 \qquad \text{(viii)}$$

and the values of $C_c = F/D$ were estimated graphically and checked analytically. The ideal discharge per unit width q corresponding to H_E were calculated by the use of the formula :

$$q = C_d \, b \sqrt{2gH_E}$$

The effective head is also calculated according to Robin (8) as

$$H^1_E = (U - d_2) K$$

The values of K were taken from figure (13) corresponding to the actual values of C_c already estimated in the previous application. The following tables (8), (9) and (10) give these results.

The study of the figures given in tables (8), (9) and (10) leads to the following remarks:—

1. The values obtained by the author for the effective head estimation are smaller than those obtained by Robin. This is certainly due to the approximation made by Robin.

2. The estimated value for the Discharge coefficient were :

   (a) Values for opening 0.40 m. show a higher value in all stages ;

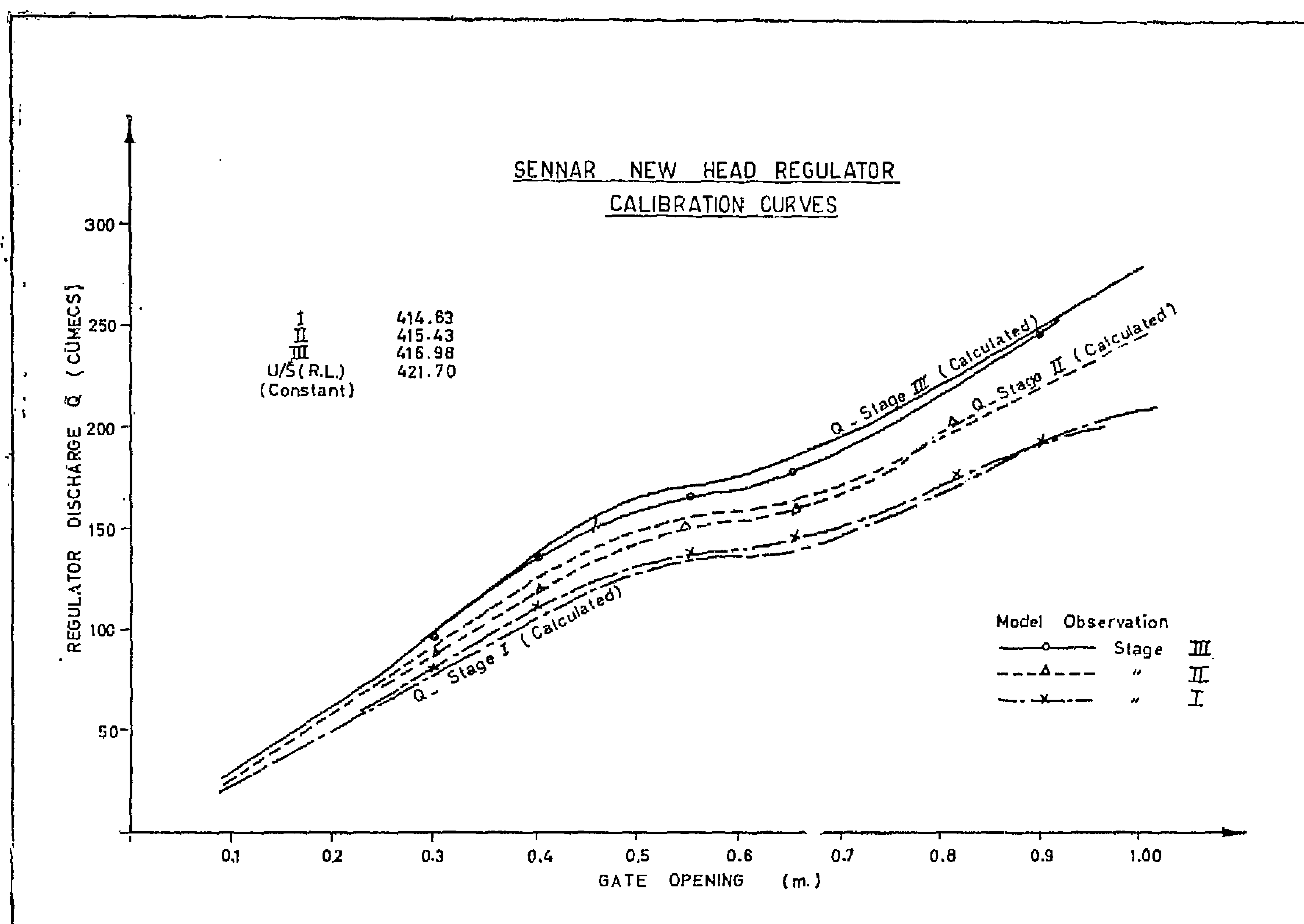

SENNAR NEW HEAD REGULATOR
CALIBRATION CURVES
I 414.63
II 415.43
III 416.98
U/S (R.L.) 421.70
(Constant)
REGULATOR DISCHARGE Q (CUMECS)
Q - Stage III (Calculated)
Q - Stage II (Calculated)
Q - Stage I (Calculated)
Model Observation
Stage III
" II
" I
GATE OPENING (m.)

Fig. (15)

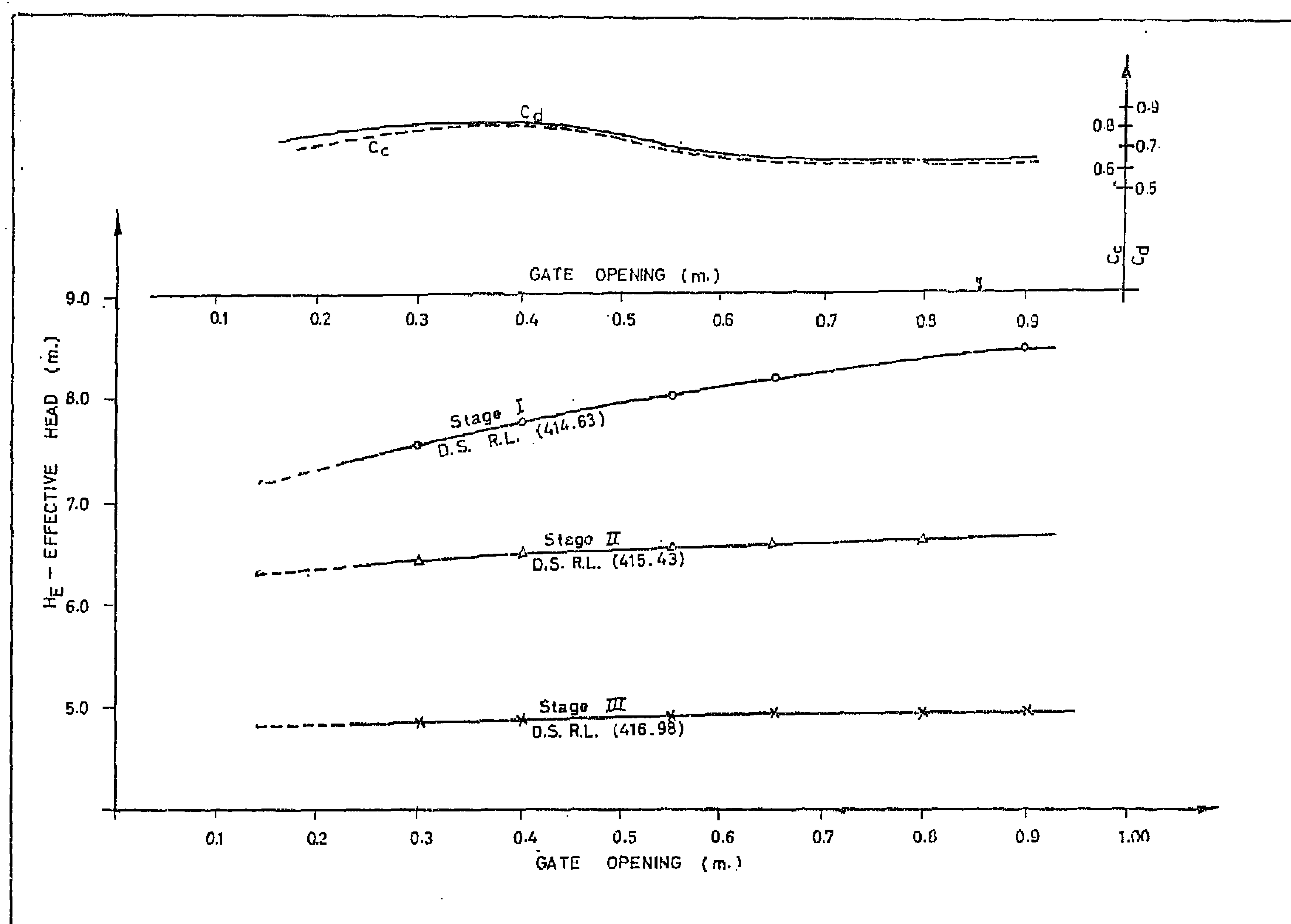

Cd
Cc
GATE OPENING (m.)
Stage I
D.S. R.L. (414.63)
Stage II
D.S. R.L. (415.43)
Stage III
D.S. R.L. (416.98)
HE - EFFECTIVE HEAD (m.)
GATE OPENING (m.)

Fig. (16)

$$\text{or } (F + \triangle D) = \sqrt{d^2_2 - \frac{2\ q^2\ (d_2 - F)}{g\ .\ d_2\ F}} \quad \text{(vi)}$$

$$\text{or } (U - H_E) = \sqrt{d^2_2 - \frac{2\ q^2}{g} . \frac{(d_2 - F)}{d_2\ F}}$$

$$\therefore H_E = U - d_2 \sqrt{1 - \frac{2\ q^2}{g\ d^3_2} . (\frac{d_2 - F}{F})} \quad \text{(vii)}$$

Again, equation (i) is

$$q = C_o\ D\ \sqrt{2g\ H_E}$$

$$\text{or } q^2 = F^2 \times 2g\ H_E \quad \text{(viii)}$$

Substituting in equation (vi);

$$\therefore \quad (F + \triangle D)$$

$$= \sqrt{d_2^2 - 2/g\ .\ F^2\ .\ 2\ g\ H_E\ \frac{(d_2 - F)}{d_2\ F}}$$

$$= \sqrt{d^2_2 - 4\ H_E\ (\frac{F}{d_2})\ (d_2 - F)} \quad \text{(ix)}$$

From figure (14),

$$F + \triangle D + H_E = U$$

$$\text{or } F + \triangle D = U - H_E$$

$$\therefore \quad U - H_E$$

$$= \sqrt{d^2_2 - 4\ H_E\ (\frac{F}{d_2})\ (d_2 - F)}$$

$$\text{or } U^2 - 2\ U\ H_E + H^2_E$$

$$= d^2_2 - 4\ H_E\ (\frac{F}{d_2})\ (d_2 - F)$$

$$\therefore \quad H^2_E - 2\ H_E\ (U + 2$$

$$(\frac{F}{d_2})\ (d_2 - F) + U^2 - d^2_2 = o \quad \text{(x)}$$

$$\text{put } 2\ (\frac{F}{d_2})\ (d_2 - F) = y$$

$$\therefore \quad H^2_E - 2\ H_E\ (U - Y) + U^2 - d^2_2 = o$$

$$\text{or} \quad H_E = (U - y) \pm \sqrt{y^2 + d^2_2 - zUy} \quad \text{(xi)}$$

$$\therefore \quad Q = C_c\ .\ b\ .\ D$$

$$\sqrt{2\ g\ [(U - y) \pm y^2 + d^2_2 - zUy]} \quad \text{(xii)}$$

In comparing this treatment with Robin's, we find that no approximation was made so the value obtained are true.

The values of d_2 and q and U are obtained by direct measurement from the model, and values of H_E and y may be calculated by using equation (vii) and (viii). Solution of equation (vii) may be somewhat difficult but trial or graphical methods may be adopted.

EXPERIMENTAL OBSERVATIONS

The regulator is to be utilized for the three stages of construction and it is clear from the analysis that the flow is always under fully submerged condition of discharge. The sluice gates in the model were made of sheet brass 1/16 inch thick and were operated each four or three simultaneously by a screw mechanism. To ensure same opening for all sluice during each test, a brass tempelate of thickness equivalent to the required opening was used. The tempelate was held above the floor and the gate was lowered until its bottom touches the top of the tempelate then the gates are fixed by tightening the adjusting screws. The upstream water level in the model was adjusted during all tests to have a reading corresponding to R.L. 421.70, then the flow to the model was adjusted until the water levels upstream and downstream are attained. When steady conditions are reached, the flow to the model measured by means of the orifice meter installed on the feed pipe to the model.

EXHISBITION OF RESULTS.

The results obtained are given in table (7) and plotted on figure (15).

TABLE (6)

D_2/D	K for C_c =		
	0.45	0.60	0.80
1.2	1.982	2.000	1.800
1.4	1.901	1.960	1.960
1.6	1.800	1.882	2.000
1.1	1.725	1.800	1.976
2.0	1.651	1.724	1.924
2.5	1.512	1.574	1.771
3.0	1.420	1.470	1.642
4.0	1.305	1.342	1.471
5.0	1.239	1.268	1.367
6.0	1.196	1.220	1.307
7.0	1.166	1.186	1.254
8.0	1.144	1.161	1.220
9.0	1.127	1.142	1.193
10.0	1.113	1.127	1.173
12.0	1.095	1.105	1.143
14.0	1.070	1.098	1.113
16.0	1.070	1.078	1.106
18.0	1.069	1.078	1.101
20.0	1.060	1.066	1.091
22.0	1.058	1.060	1.080
24.0	1.052	1.059	1.078
26.0	1.048	1.051	1.070
28.0	1.040	1.048	1.068
30.0	1.039	1.042	1.060

Assuming the water pressure directly downstream the gate to be hydrostatic (level downstream undisturbed)

therefore, $Q = C_c \, . \, b \, . \, D\sqrt{2g \ H_E}$

or $\quad q = C_c \, . \, D\sqrt{2g \ H_E} \qquad$ (i)

Applying the momentum theory,

$$\therefore \ \partial \, b \, \frac{(C_c \, D + \triangle \, D)^2}{2} + \frac{\partial}{g} \, Q \, V_1$$

$$= \partial \, b \, \frac{d_2^2}{2} + \frac{\partial}{g} \, Q \, V_2 \qquad \text{(ii)}$$

let $C_c \, D = F \quad \& \ q = \dfrac{Q}{b}$

$$\therefore \ (F + \triangle \, D)^2 = d_2^2 - \frac{2q}{g} \, (V_1 - V_2) \qquad \text{(iii)}$$

For continuity,

$$Q = b \, . \, F \, . \, V_1 = b \, d_2 \, V_2$$

$$\therefore \ V_1 = \frac{q}{F} \ , \quad V_2 = \frac{q}{d_2} \qquad \text{(iv)}$$

Substituting (iv) in (iii) we get

$$(F + \triangle \, D)^2 = d_2^2 - \frac{2}{g} \, q^2 \, (\frac{1}{F} - \frac{1}{d_2}) \qquad \text{(v)}$$

CASE II

SUBMERGED DISCHARGE

There are two possible methods :

1.—By measuring the head just at the D.S. of the gate by means of a pipe gauge or similar device. This will give the effective head directly and the formula used is

$$Q = C_d \cdot A \sqrt{2g \ (U - d_1)}$$

He treated the problem by applying the theory of momentum for sections I and II and so the value of $(D_2 - d_1)$ being too small it is assumed that $(D_2 + d_1) = 2 D_2$.

The value of K is depending upon D_2/D and C_c and so table (6) was prepared also the curve given on figure (13) are to give values of K for any value of (D_2/D) for values of $C = 0.54$, 0.60 and 0.80.

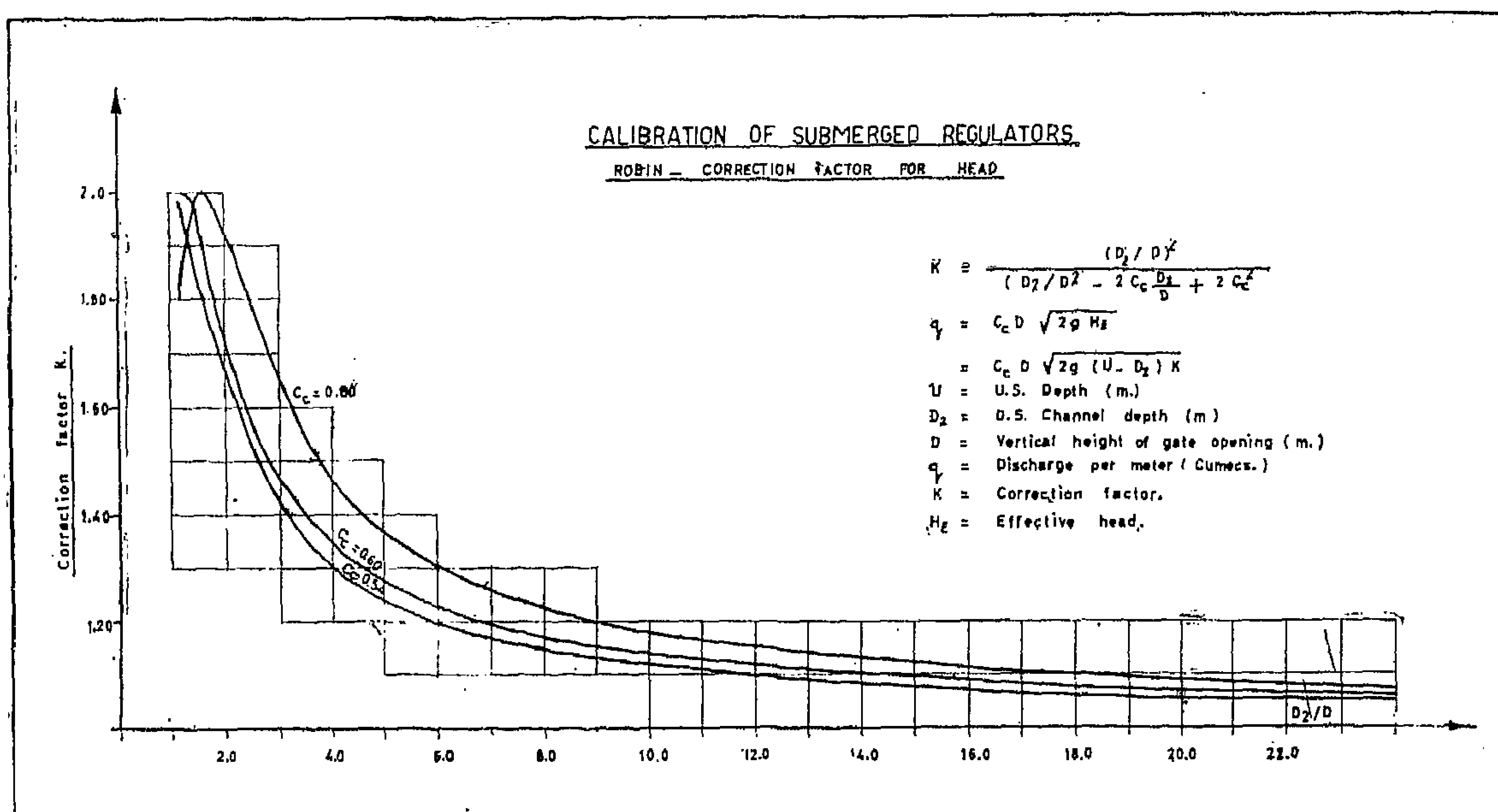


Fig. (13)

2.—By applying a correction factor to the head as measured from upstream and downstream gauges and the formula used is :

$$Q = C_d \cdot A \sqrt{2g \ (U - d_2) \ K}$$

where K is a correction factor to the head and $(U - d_2)$ K will be the effective head

According to Robin (8),

$$K = \frac{(D_2/D)^2}{(D_2/D)^2 - 2 \ C_c \ D_2/D + 2 \ C_c^2}$$

and $q = C_q D \sqrt{2g \ (U - D_2) \ K}$

It is possible that both methods will give good results with normal submerged conditions, but there is doubt when conditions are near the free discharge critical limit. The formula for K breaks down as the approximation becomes untrue near the limit.

THEORETICAL ANALYSIS.

The problem may be treated by applying the theory of momentum in the following way :

let b = width of gate

TABLE (4)

F^1	d^1_2	q^1
0.010	0.195	0.0798
0.025	0.300	0.1980
0.050	0.411	0.3900
0.075	0.491	0.5790
0.100	0.555	0.7610
0.150	0.642	1.1100
0.200	0.706	1.4400
0.250	0.750	1.7300
0.300	0.780	2.0200
0.350	0.797	2.2600
0.400	0.800	2.4900
0.450	0.797	2.6800
0.500	0.780	2.8300
0.550	0.766	2.9600
0.600	0.726	3.0400
0.650	0.683	3.0800
0.666	0.666	3.0950

For any given value of U, the corresponding values of F, d_2 and q can be calculated for :

$F = U F^1$, $d_2 = U d^1_2$, and $q = U\sqrt{U} q'$

U is the actual upstream depth reduced by the friction loss which can be assumed 5 % if no experimenal value available. Applying this to the downstream channel in our case we get :

The downstream channel may be assumed of rectangular cross section 50.0 m. wide

$U^1 = 10.60 - 0.53 = 10.07$ say 10.1 appr.

therefore $F = 10.1\ F^1$

$d2 = 10.1\ d^1_2$

$q = 10.1\ \sqrt{10.1}\ q^1 = 32.0\ q^1$

The values obtained for d_2 and q are plotted to form the critical curve limit for the downstream channel shown in figure (11). Table (5) gives the critical depth corresponding to the regulator flow.

TABLE (5)

Stage	Q (cumecs.)	q (cumecs./m^1)	d_2 (act) m.	d_2 (crit.) m.
1	118	2.36	1.80	3.55
2	158	3.16	2.00	4.33
3	186	3.72	2.40	5.88

Also the curve for the actual regulator discharge and the downstream depth d_2 plotted on the same coordinates is far away from the critical curve, from which we can say that the flow through the regulator at the stages needed is at the fully submerged conditions.

It is obvious that difficulties will occur, if the conditions change from free discharge to submerged discharge at different stages for the same regulator. Therefore conditions near the critical limits should be avoided.

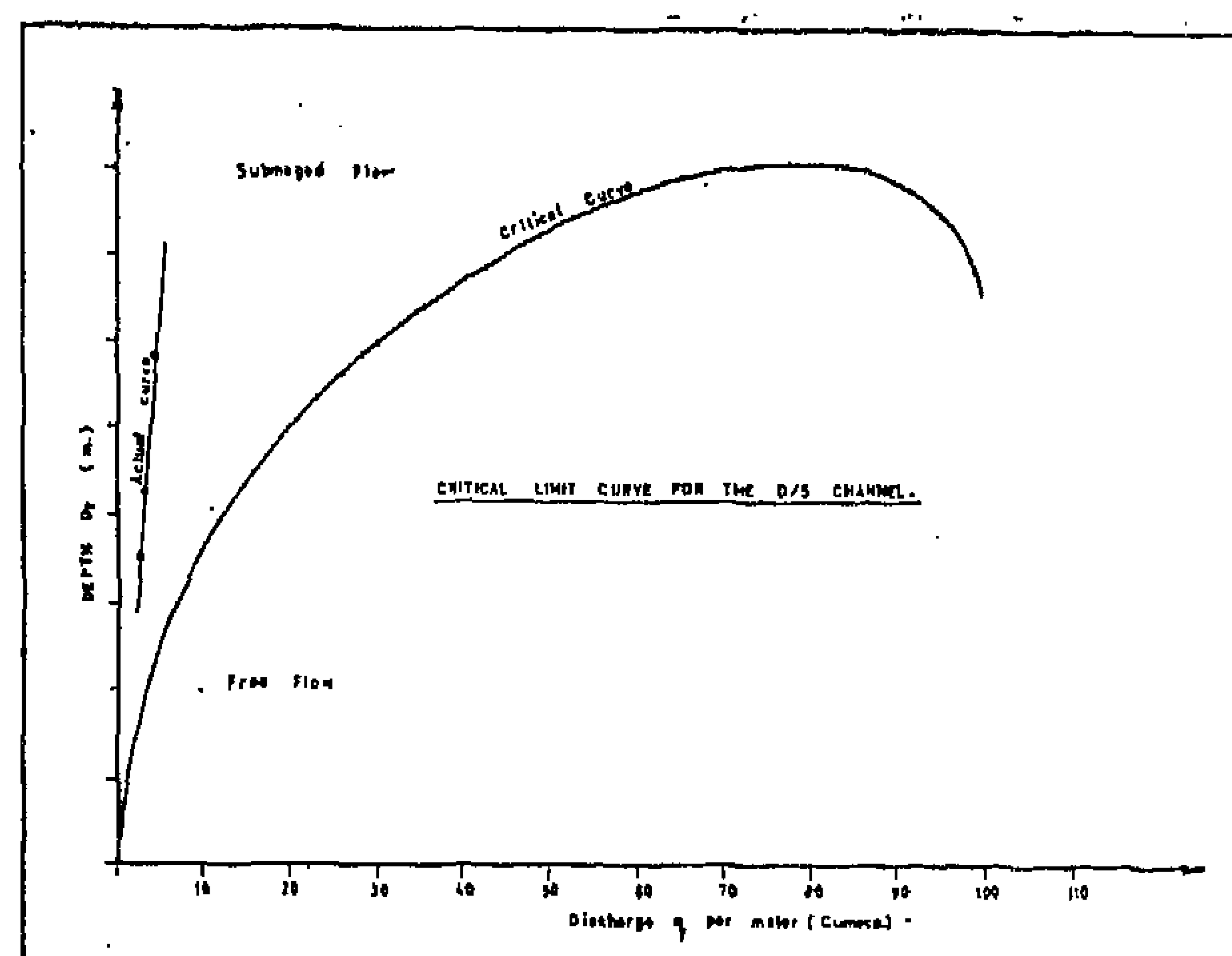


Fig. (11)

PART II

EXPERIMENT ON THE CALIBRATION OF THE REGULATOR.

Although the model work described in this article was primarily intended for studying the design of downstream protection, the opportunity was taken of carrying out a number of calibration tests.

INTRODUCTION

Text books on Hydraulics deal only very generally with the measurement of the discharge through sluices, and do not go deeply into all possible conditions of flow, but in recent years a considerable amount of experimental work on the calibration of sluice regulators has been done. The result of this work should form a useful basis for the calibration of regulators and therefore, the published results may be summarised as follows :

FREE DISHARGE

Hurst and Watt (4), Addison (5), Howe (6) and other investigators agreed that the formula for the discharge is of the form :

$$Q = C_d . A \sqrt{2g(U-F)}$$

where Q = discharge, C_d = discharge coefficient, A = flow area, U = upstream depth and they all agreed that F is a fraction of D, the gate opening, but the value found differ. It can be said that $F = C_c.D$ where C_c is the contraction coefficient which will vary according to the shape of opening, but will be constant for any particular opening.

To evaluate C_c exactly for any particular regulator model experiments are necessary, but a value sufficiently accurate for practical use may be deduced from current meter records of an actual regulator by trial and error.

The flow is assumed to be as shown in figure (9).

To apply the free discharge formula ccorectly, it is necessary to define the limiting conditions for free discharge. This can be done so long as there is a flume downstream of sufficient length for a hydraulic jump to form, with parallel sides or diverging sides if the rate of expansion is not too great.

The formulae for free discharge critical limits for rectangular flume are derived from the fundamental formula for the discharge of a sluice. The theory is given by Bakhmeteff (7) as follows :

According to the notation given in figure (10).

$$V = \sqrt{2g(U-F)} = \sqrt{2gU(1-F/U)} \quad (1)$$

$$q = V_1 D C_c = F\sqrt{2gU(1-F/U)} \quad (2)$$

Applying the jump formula :

$$d_2 = F(-1 + \sqrt{1 + 8q^2/gF^3}) \quad (3)$$

But,

$$q^2/gF^3 = \frac{F^2 \times 2gU(1-F/U)}{gF^3}$$

$$= 2(U+F)/F$$

$$= 2\frac{(1-F/U)}{F/U} \quad (4)$$

Substituting (4) in equation (3) we get,

$$d_2 = (F/2)(-1+\sqrt{1+16\frac{(1-F/U)}{F/U}})$$

$$= (F/2)(-1+\sqrt{16U/F-15}) \quad (5)$$

Also $q = F\sqrt{2g(U-F)}$

These relations may be presented in a more general and useful form by assuming U=1.0 m. and unit width.

(b) The canal bed downstream the solid apron was moulded in gravel of average diameter 5 mm. to represent geometrically the dry pitching with size of 25.0 cm. and extending to a distance of 40.00 m. downstream the regulator axis.

As a matter of fact, experiments (15) showed that so long as Froude Number ($V/\sqrt{gd}$) is the same in a prototype and its model, geometrical similarity for stones used in the prototype and gravel in the model where the variation in the specific gravity is small, will be enough to behave similarly.

(c) Gravel of average diameter 5 mm. was rammed on the sides from the solid parts to a distance of 65.00 m. from regulator axis.

(d) The rest of the downstream channel was moulded in sand.

The model was tested under the same conditions given in table (1) following the same procedure as before. Phot (2) shows a general view of the model before testing. In each test the model was let to run continuously for two hours (representing about 14.12 hours in the prototype). The observations made during tests under the three conditions of flow were smilar : no sign of scour or accresion occurred to the bed or the sides. In connection to the sides, the eddies formed, with discharge corresponding to 186 cumecs., near the sides continued its attack to these sides to a longer distance, but still no sign of gravel movements occurred, yet for safety a small extention for the solid sides is suggested.

CONCLUSIONS

The main conclusions reached may be summarized as follow :—

i. The proposed apron is quite adequate.

ii. Dry pitching of length 15.00 m. from the toe of the solid apron is quite enough to protect the channel bed against scour.

iii. No fear at all of undermining.

iv. Dry pitching for sides should be extended to a distance of 75.00 m. from the regulator axis.

v. Block pitching of side slopes at the stilling basin area should of extended by 5.00 m. to safeguard against any possible future scour.

to a length equivalent to at least the maximum scour length resulting by experiment. The suggestion now is to try using dry pitching downstream the apron with stones of average size 25 cm. for a length of 15.0 m. from the toe of the apron or 40.0 m. from the regulator axis.

SIDE-SLOPES DAMAGE : CAUSES AND PREVENTION

Observations during tests showed that the water leaving the end sluices formed eddies between the moving stream and the solid sides of the downstream channel in the stilling basin zone. The eddies formed were of circular shape with smaller discharges and in their circulation, they did not exceed the solid sides, but with bigger discharge as in test under stage III, they became either of elliptical shape or the circle of rotation became so big that they started to attack the canal sides at points about 4.0 m. away from the solid parts. It had been noticed that the damage of the sides occurred at its full height which means that these surface eddies were vertical vortices to the left and to the right near the banks. Figure (8) illustrates the nature of the currents for stages I and III.

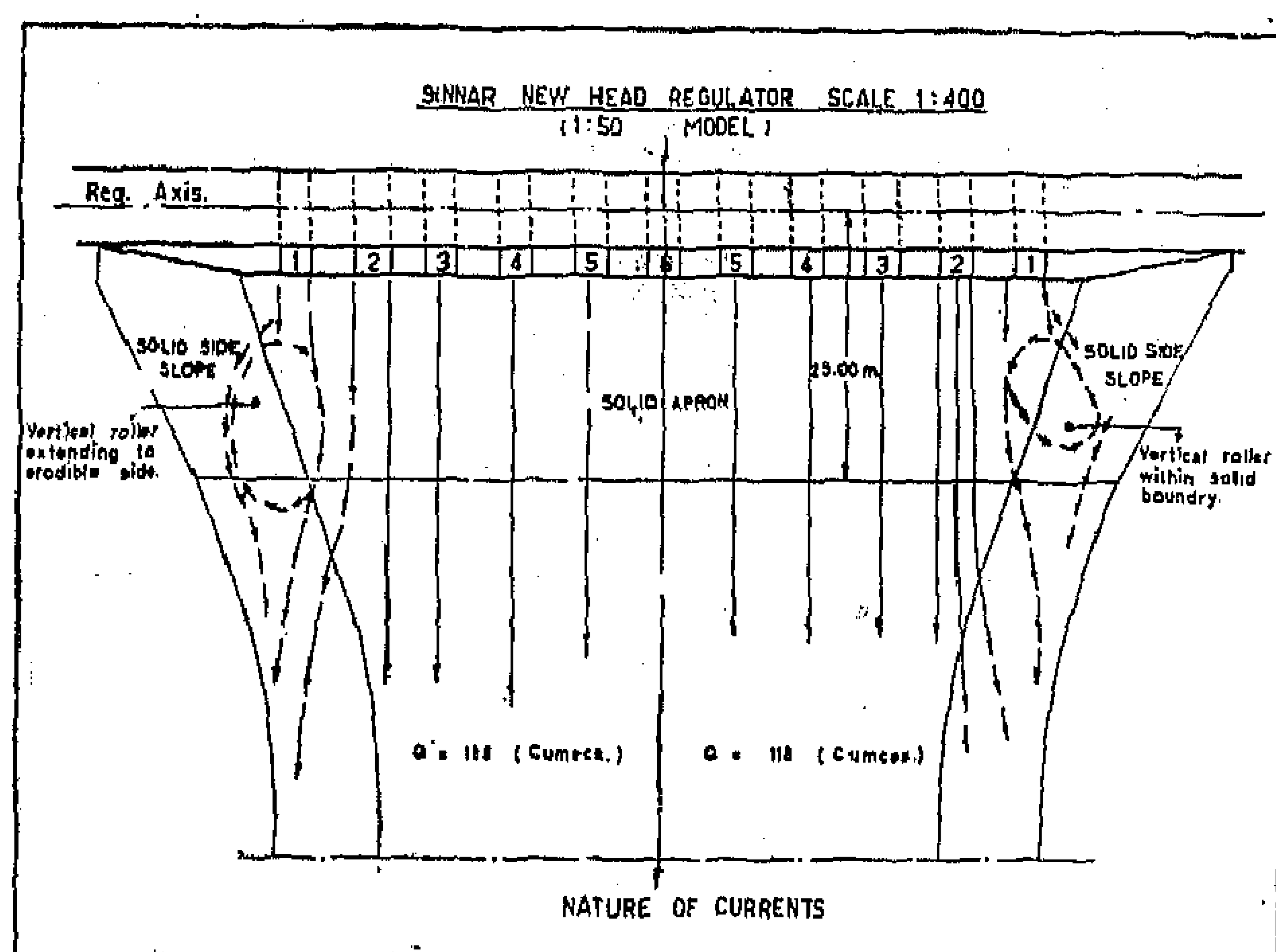


Fig. (8)

The suggestion to prevent this side failure is to provide these sides with dry pitching of stones of average size 25 cm. to a distance of 65.0 m. from the regulator axis.

TESTS WITH DOWNSTREAM PROTECTIONS.

The bed downstream of the regulator was prepared before each test in the following way :—

(a) The solid apron was moulded in cement mortar, also the side slopes to a distance of 25.00 m. from the regulator axis according to the dimensions given in Fig. (1) and (2) to represent the heavy block pitching in the prototype (0.75 m. thick, 1.50 × 1.50 m. in 4:1 P.C.M.). Care was taken in making flush and smooth joint between sluice culvert and sloping apron.

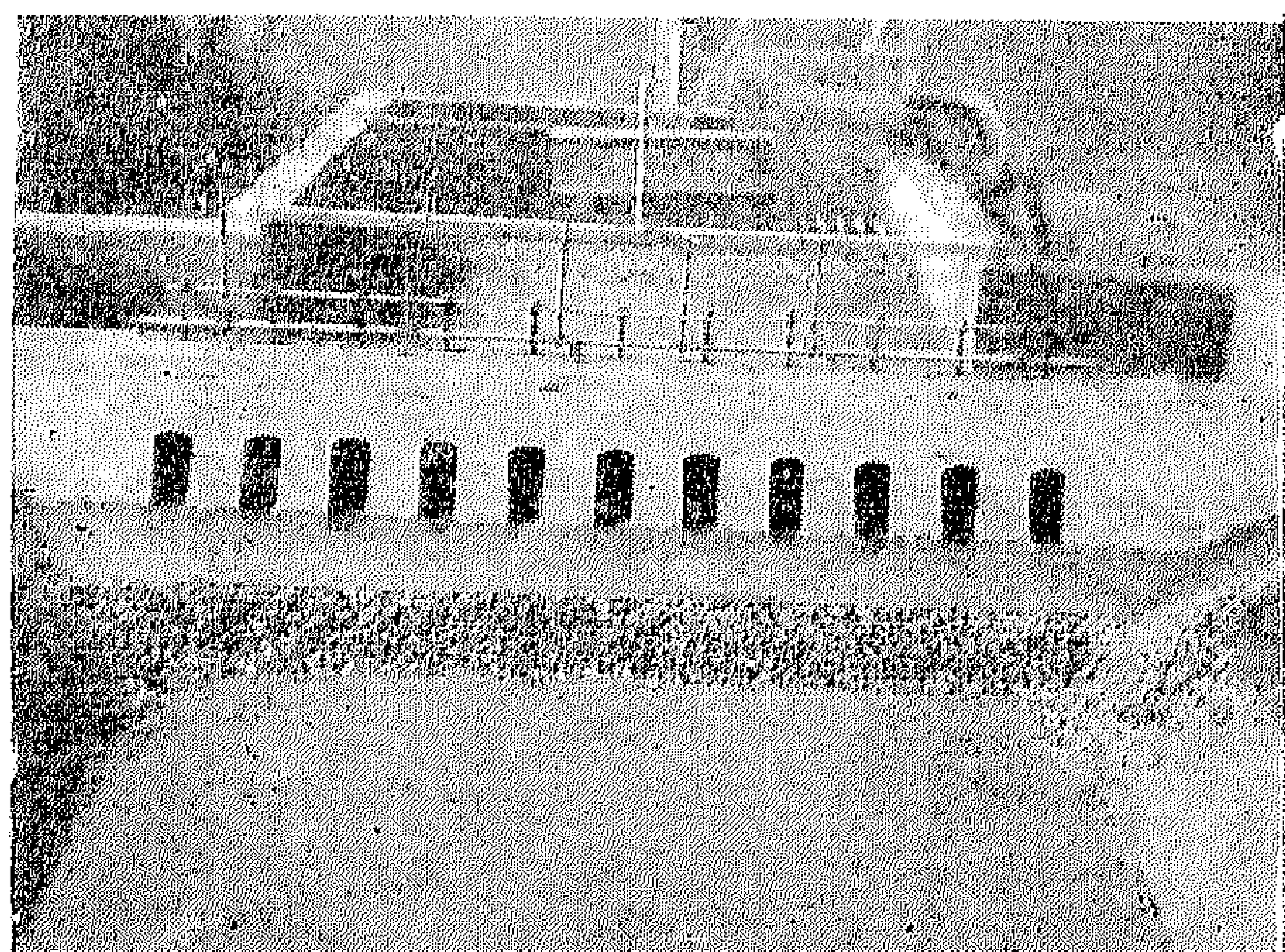


PHOTO II.
Downstream Protection—Before Test.

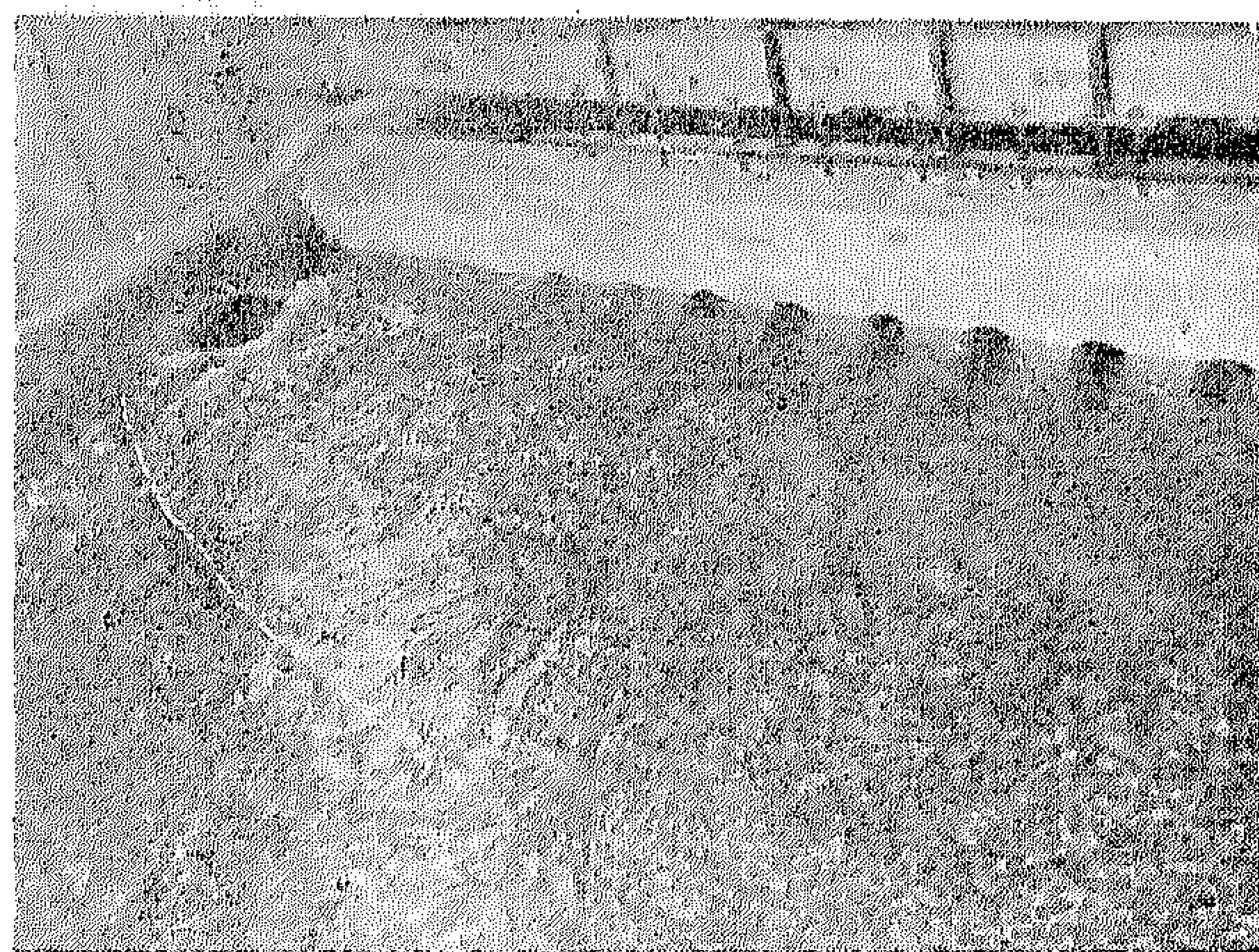


PHOTO III
186 (Cumecs.) Flowing in Model.

TABLE (3)

Discharge Stage		I	II	III
Discharge Q	(cumecs)	118	158	186
Discharge per m. width q	(cumecs)	3.55	4.88	5.63
Average gate opening from figure (15)	m.	0.36	0.64	0.87
Contraction coef. from fig. (16)		0.846	0.670	0.650
$y_1 = C_c \cdot D$	m.	0.26	0.43	0.57
$y_2 = 421.70 - $ (D.S. R.L.) where $v_1 = q/y_1$	m.	3.53	4.33	5.88
$F_1 = V_1/\sqrt{gy_1}$		8.50	5.48	4.24
$y_2' = y_1 (\sqrt{1+8 F_1^2} - 1)/2$	m.	3.00	3.06	3.14
Submergence $= y_2 - y_2^1$	m.	0.53	1.27	2.74
% age submergence		17.7	41.5	87.5
Velocity in the D.S. channel	m./sec.	1.480	1.300	0.635

THE CHARACTER OF FLOW

In table (3), the depth y_2' is the depth after jump resulting from the depth y_1, as a matter of fact, this depth y_2' should be much less than the estimated value because y_1 is becoming higher where jet diffusion decreases the kinetic head and so the percentage of submerge in table (3) will be much higher. In fact, for large submergence the jump in the usual sense does not exist, and the surface roller near the gate disappears. Energy dissipation is accomplished essentially by turbulent diffusion as the high velocity jet enters the deep body of water. High velocity in this case continues for a considerable distance along the floor. For structures of the open type regulators having symmetrical distribution of sluices spaced at equal distances across the floor, the floor, the character of flow is the same, a negative vortex followed by plain flow on the floor and rising to the surface at some distance downstream giving a neutral point to prevent downstream scour. The apron length may be minimised by introducing lips or dentated sills at its toe. It is recommended (2) in practice that these lips should be replaced by an inclined bottom with a uniform plain surface, this trend may be carried to the point of shaping the rise in such a way as to deflect the stream upward at the end of the pool, so that the bottom roller develops just downstream. At all times, however, the sense of rotation of this roller must be such that the transport of sediment is towards the toe of the apron. Undermining of the structure is thus prevented.

According to Froster and Skrinde (3), the length of stilling basin is at least equal to the length of jump. The length of jump is equivalent to $= 5 (\triangle Z + y_3)$ — where $\triangle Z$ is the abrupt rise and y_3 is the depth of water in the downstream channel or in our case for stage III is equal to 28.90 m. accordingly, the length of the stilling basin should be not less than 28.90 m. and so the design length of 26.40 m. is reasonable with the rising up apron.

D.S. SCOUR PREVENTION

From the analysis, the downstream scour is caused by the positive vortex or ground roller formed D.S. the toe of the apron. To prevent this scour, the roller formed should be stopped. This can be made by providing a heavier bed material at the toe of the apron

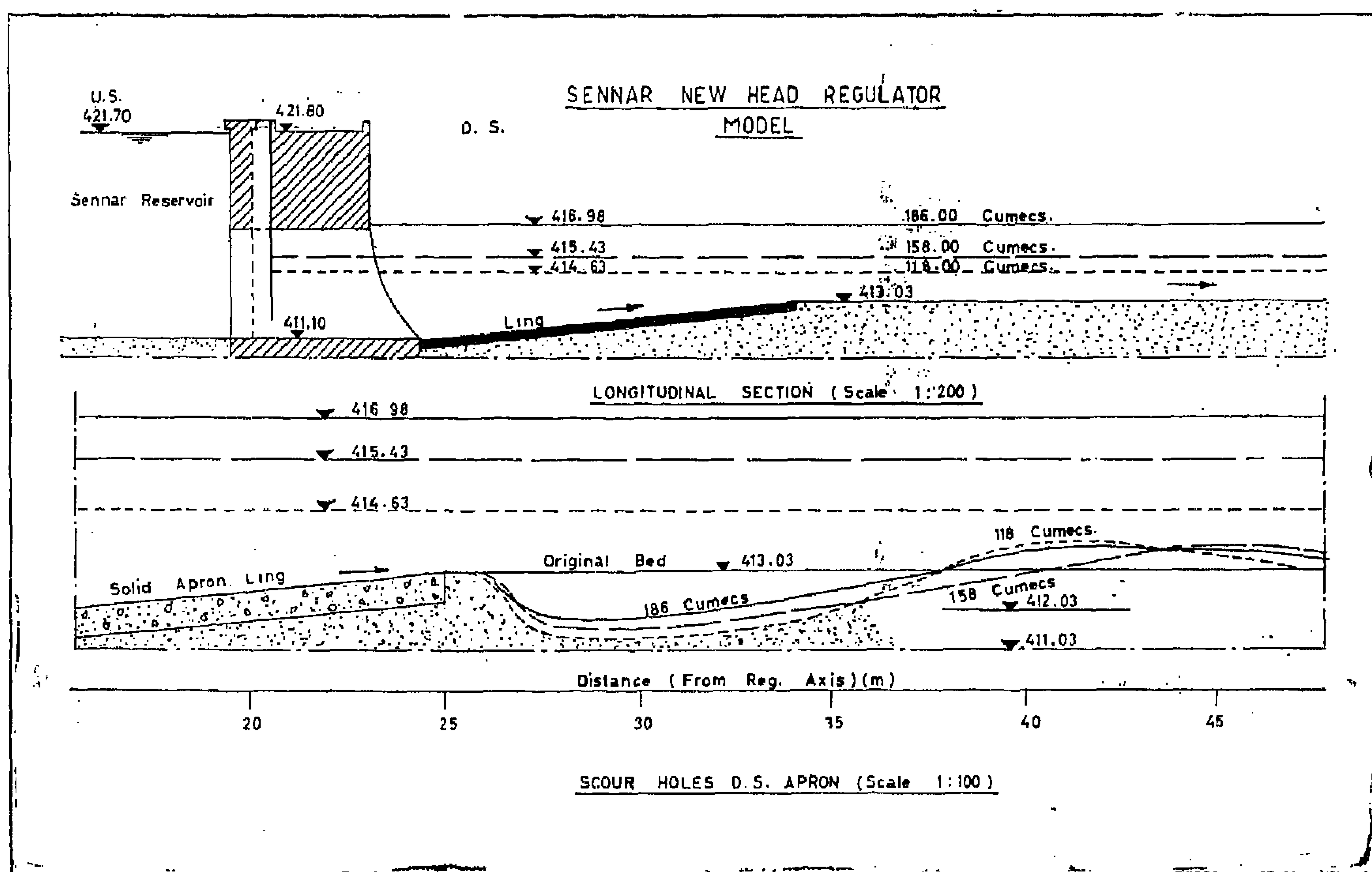
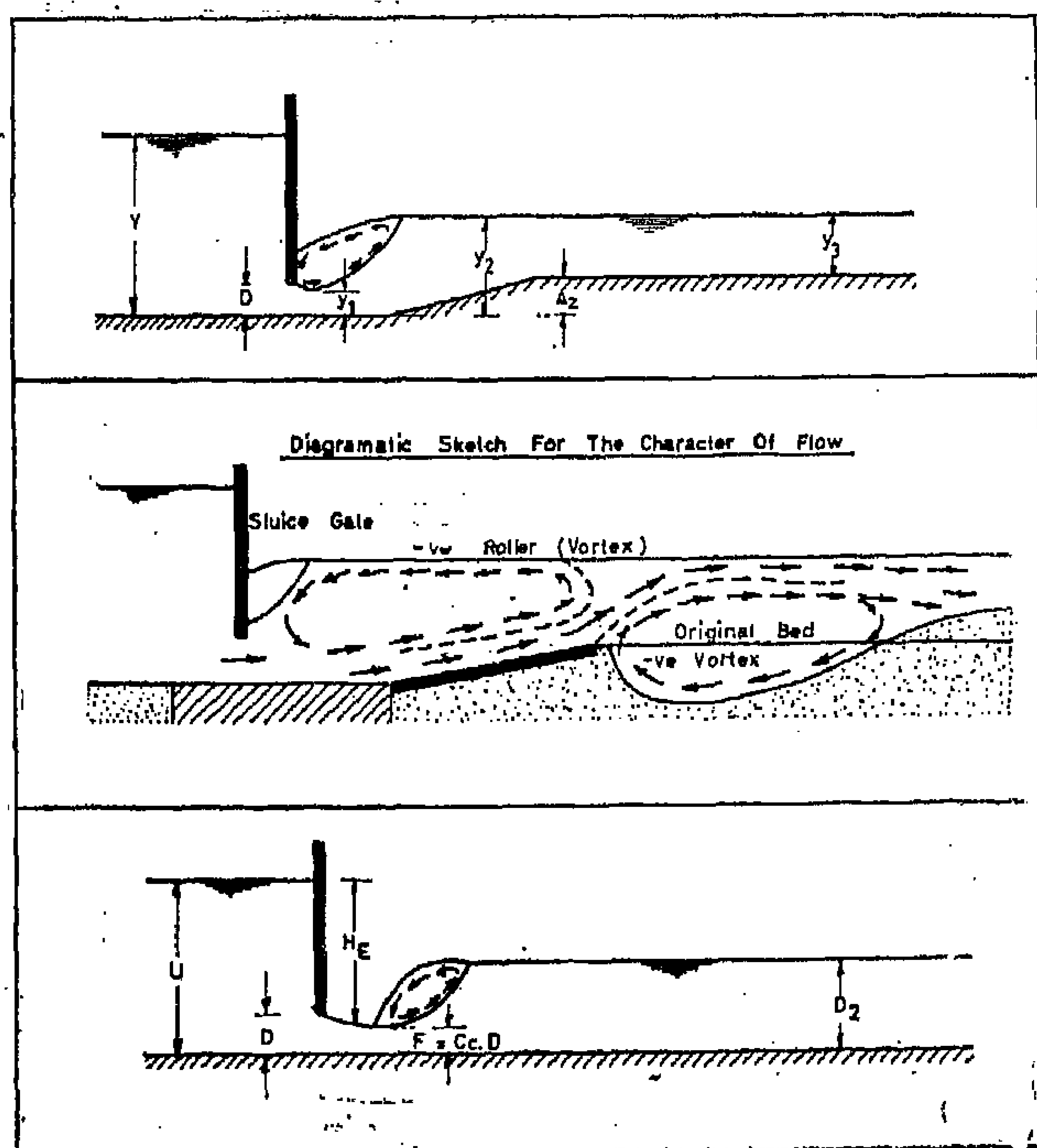
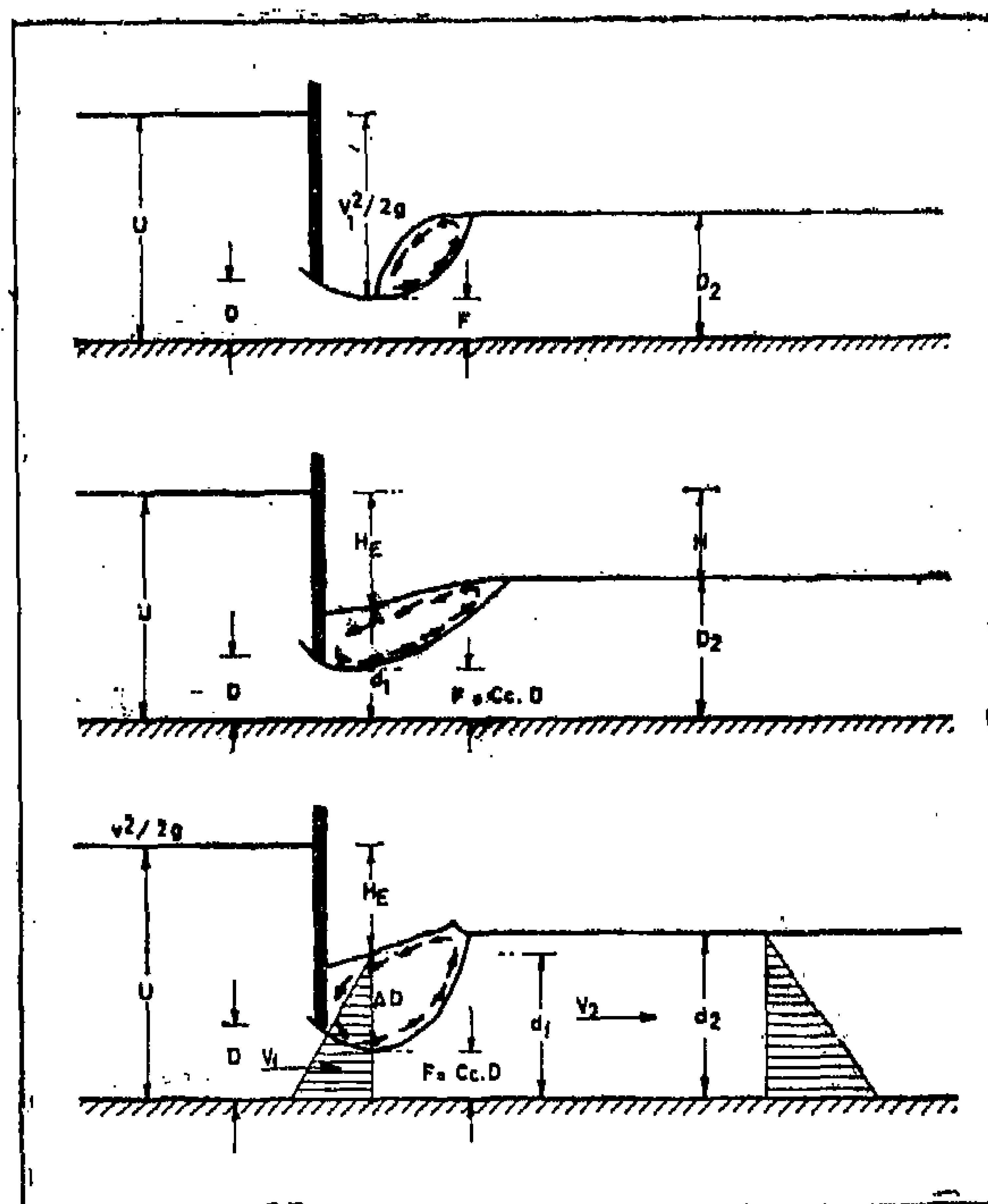


Fig. (5)



Figs. (6, 7, 9)



Figs. (10, 12, 14)

TABLE (2)

Number of Test		I	II	III
Discharge	(cumecs.)	118	158	186
U.S. depth	(m.)	10.6	10.6	10.6
D.S. channel depth	(m.)	1.60	2.40	3.95
Type of flow		Submerged	Submerged	
Scour-hole max. depth	(m.)	1.6	1.4	1.1
Scour length (max.)	(m.)	31.50	40.00	37.15
Max. travel of sand washed away	(m.)	75.0	60.0	60.0
Side-slopes affected to a dist.	(m.)	32.5	60.0	65.0
Time elapsed before scour started	(hrs.)	1.	1	1
	(secs.)	46	46	46
Time elapsed before severe scour stopped				
	(hrs.)	3	3	3
	(secs.)	32	32	32
Period of complete test	(hrs.)	17	17	17
	(secs.)	39	39	39

The results may be summarised in the following points :—

(1) All deformations in the bed material were completed during the first 212 min. (30 minutes in the model).

(2) Maximum scour hole depth was 1.6 m. resulting from test I.

(3) Test No. II gave maximum scour length of 40.0 m. from the regulator axis.

(4) Test No. III showed that side-slopes were damages to a distance of 65.0 from the regulator axis.

(5) Sprface roller were quite clear over the stilling basin of the regulator especially during test No. III with flow of 186 cumecs. See photo (3).

(6) The point gauges (6_2) and (6_3) were similar in all respects and so it will be more convenient to make use of point gauge No. (6_3) alone in recording the D.S. levels.

(7) Figure (5) shows a long section in the model before test to scale 1:200 while the deformations occurring after each test were plotted to scale 1:100 on the same coordinates for comparison.

(8) With all test the toe of the apron were not exposed to any sign of undermining and all sceuor holes were away from it.

ANALYSIS OF RESULTS

From the observations, it was clear that the flow under conditions tested for the three stages of flow were of the fully submerged type of flow, and following the notations given in fig. (6), Table (3) gives an approximation to the degree of submergence.

PART I

EXPERIMENTS ON THE DESIGN OF DOWUSTREAM PROTECTION

SCOPE OF MODEL TESTS

The proposed model tests were as follow :

1. While maintaining a constant water upstream surface level corresponding to R.L. 421.70 (the reservoir level) it was required to pass discharges corresponding to 118, 158, and 186 cumecs. under the conditions given in table (1).

TABLE (1)

Discharge (cumecs.)	D.S. channel depth (m.)	D.S. full supply (R.L.)
118	1.60	414.63
158	2.40	415.43
186	3.95	416.98

2. To observe the effect on the downstream and record the changes in bed and to suggest and test the solutions for the downstream protection.

PRELIMINARY EXPERIMENTS

The design referred to previously has the apron in block pitching (0.75 m. thick, 1.5 m. × 1.5 m. in P.C.M.) sloping upward 1 in 9 approximately from sluice floor at R.L. 411.10 to the downstream channel bed at R.L. 413.03 as shown in figures (2) and (3). The apron and the side slopes adjacent to it were moulded in cement mortar in the model. Before each test the canal bed and downstream the solid apron were moulded in sand. The model was first soaked with water by allowing water to be fed at a very small rate of discharge to avoid any bed disturbance before the required flow is attained, then the flow is increased gradually, the gates were adjusted from time to time while the spillway gates (9) are also adjusted to raise the water surface in the D.S. channel to touch the previously set point gauges (6_3) and (6_2) which represent the level corresponding to the discharge tested as given in table (1). The gates were adjusted from time to time until the water surface levels U.S. and D.S. the model regulator structure and the discharge running were in accordance with the values given in table (1). When steady conditions were attained the bed scour was observed and time taken for the severe scour to start and to stop were recorded and the model was let to run for at least two hours after the severe scour is stopped. The flow is stopped gradually while the downstream spillway (9) is to be raised some little to avoid washing away of the bed. Before surveying the bed deformations the model was left overnight to get drained. The depths of the scour holes were measured by the aid of a straight edge resting on the levelled edges of the model was left overnight to get drained. The depths of the scour holes were measured by the aid of a straight edge resting on the levelled edges of the model box and a sounding stick. Table (2) gives various results for each test and all observations are referred to the prototype regulator and all distances are measured from the regulator axis.

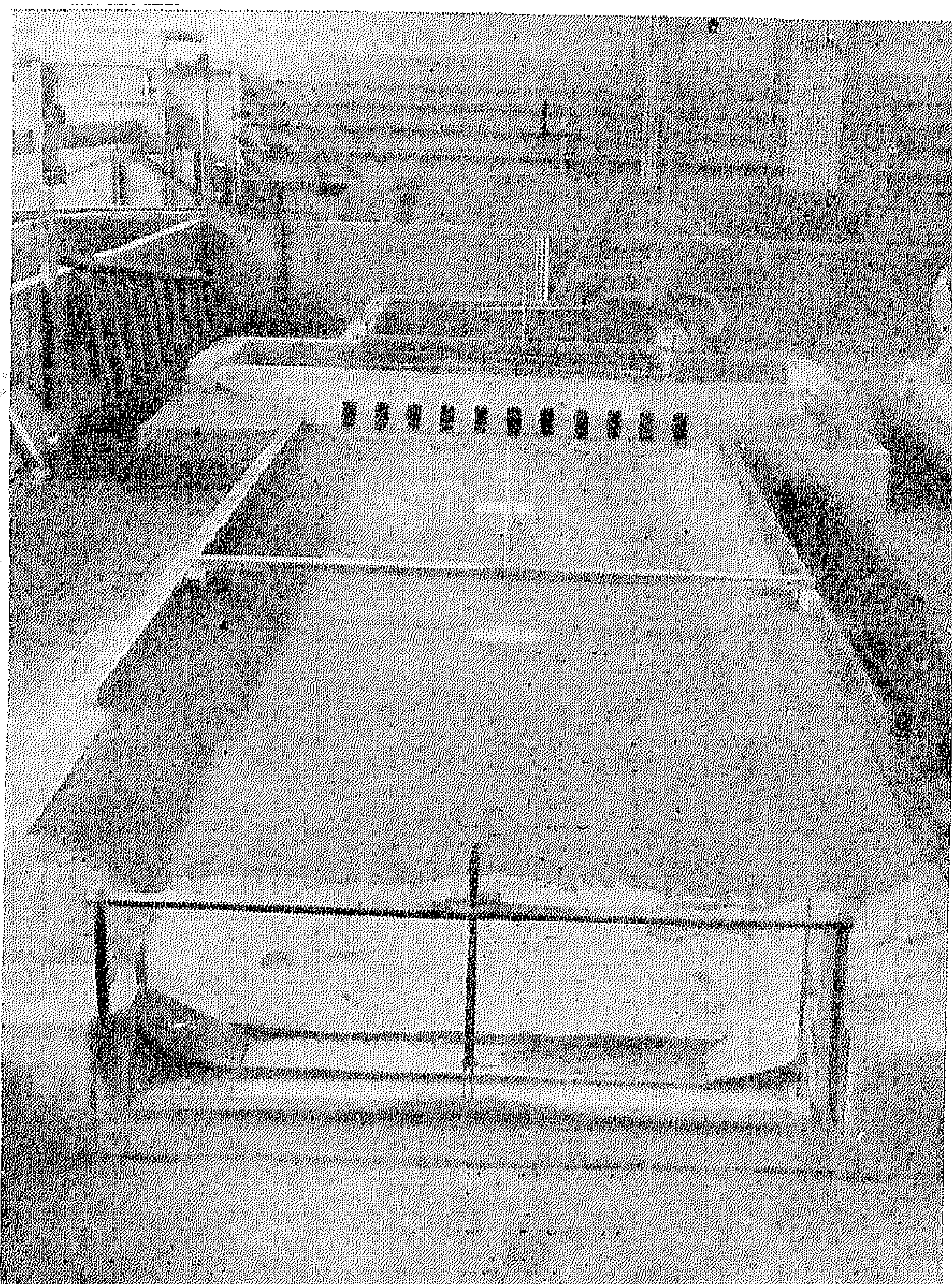


PHOTO 1
General View of the Model.

water tank to feed the model through a pipe-line controlled by the sluice valve (2). The flow to the model is measured by orifice plate (1) which was calibrated by direct methods in position. The perforated vertical outlet pipe, (3) the baffled wall (4), the stilling basin (5) and the galvanised sheet leaves set parallel to the model axis are all to stabilise the flow running down throught the model.

(b) The regulator structure (7) was made of wood to the dimensions of the model and was impregnated with paraffin wax. The sluice gate in the model were made of brass sheet 1/16 inch thick and were operated each 4 or 3 simultaneously by a screw mechanism. The regulator model structure was fixed about 2.0 m. from the galvanised leaves (10) with its top and floor in accordance with their levels in the design. The upstream bed was moulded in sand to represent, in levels, the U.S. bed in the prototype. The heavy block pitching in the downstream apron and sides were moulded in cement mortar while dry pitching was represented by gravel of average diameter of 5 mm. downstream channel section was moulded in sand.

(c) The water levels in the downstream channel were controlled by means of the hinged gate spillway (9) at the far end of the model downstream, which is operated by a screw mechanism.

(d) Water levels in the model were measured by accurate point gauges set at (6_1), (6_2), and (6_3). Below each gauge point, a carefully levelled pieces of tiles were fixed in the bed of model from which the gauges were to the required levels in the model.

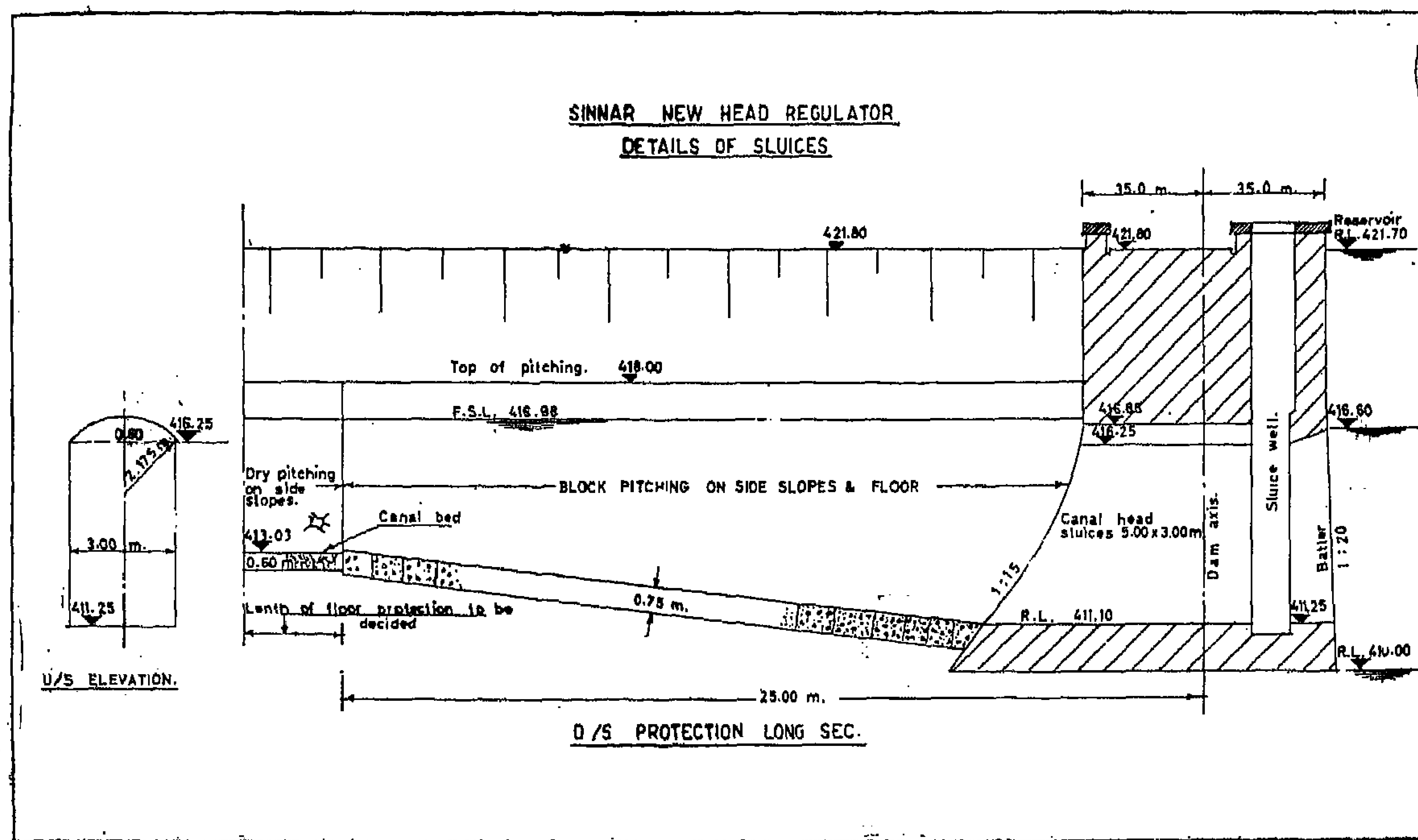

SINNAR NEW HEAD REGULATOR
DETAILS OF SLUICES
Top of pitching. 418.00
F.S.L. 416.98
BLOCK PITCHING ON SIDE SLOPES & FLOOR
Dry pitching on side slopes.
Canal bed
Canal head sluices 5.00 x 3.00m
Dam axis.
Sluice well.
Batter 1:20
Reservoir R.L. 421.70
R.L. 411.10
R.L. 410.00
25.00 m.
15.0 m.
15.0 m.
0.75 m.
U/S ELEVATION.
D/S PROTECTION LONG SEC.

Fig. (3)

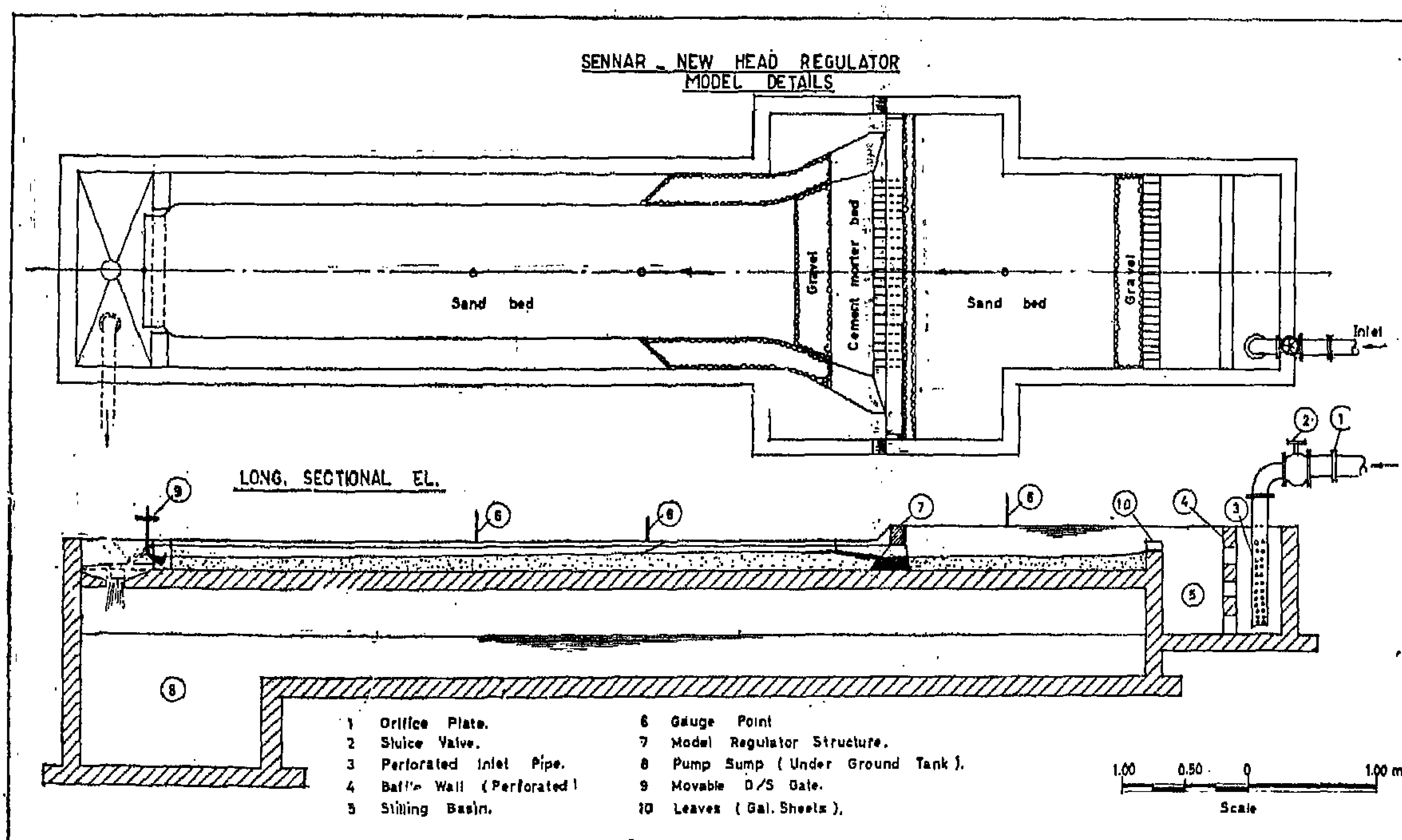

SENNAR NEW HEAD REGULATOR
MODEL DETAILS
Sand bed
Gravel
Cement mortar bed
Sand bed
Gravel
Inlet
LONG. SECTIONAL EL.
1 Orifice Plate.
2 Sluice Valve.
3 Perforated Inlet Pipe.
4 Baffle Wall (Perforated)
5 Stilling Basin.
6 Gauge Point
7 Model Regulator Structure.
8 Pump Sump (Under Ground Tank).
9 Movable D/S Gate.
10 Leaves (Gal. Sheets).
Scale

Fig. (4)

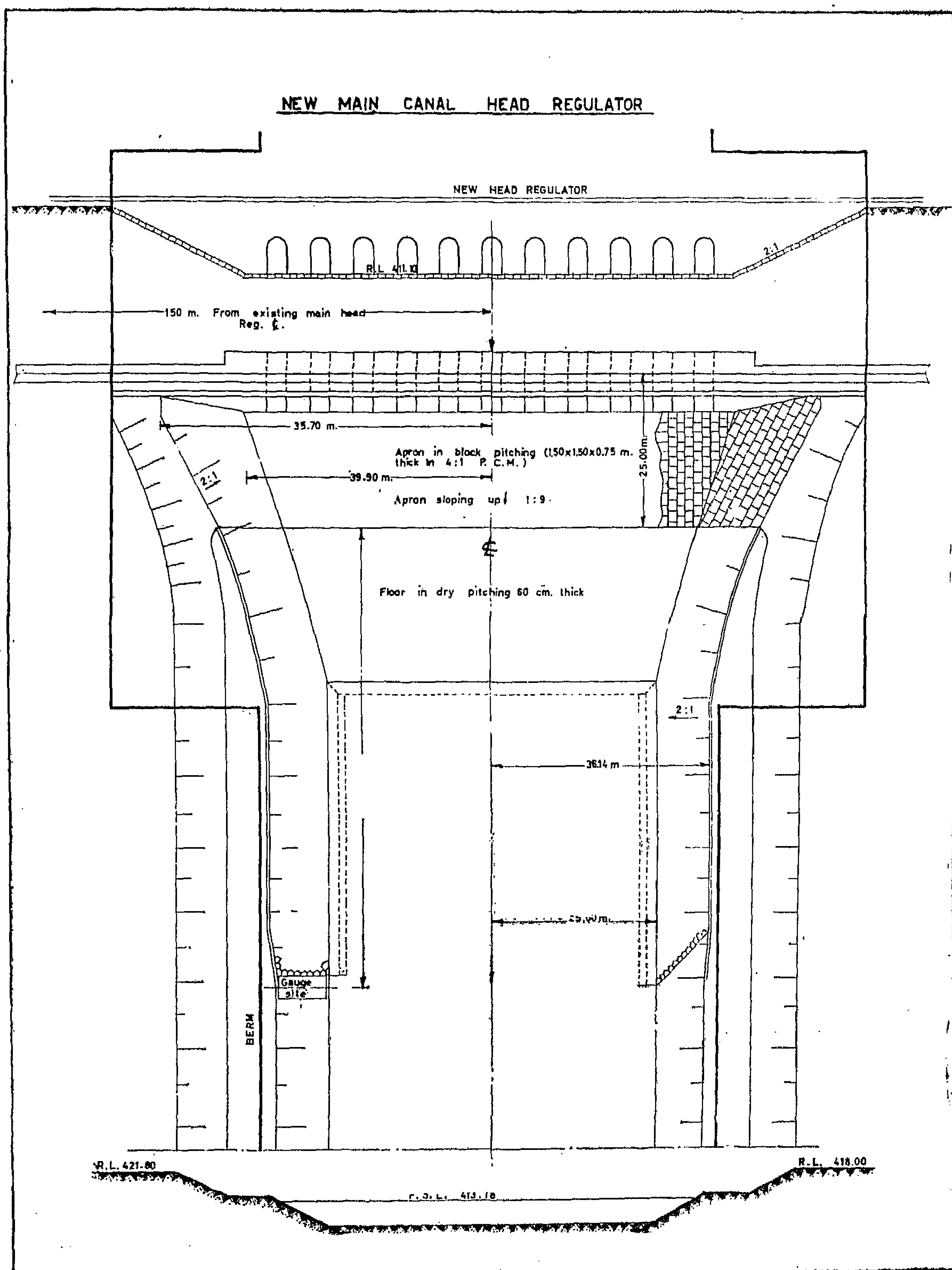

NEW MAIN CANAL HEAD REGULATOR
NEW HEAD REGULATOR
2:1
150 m. From existing main head Reg. ℄.
35.70 m.
Apron in block pitching (1.50x1.50x0.75 m. thick in 4:1 P. C.M.)
39.90 m.
Apron sloping up 1:9
25.00 m.
2:1
℄
Floor in dry pitching 60 cm. thick
2:1
36.14 m
25.00 m.
Gauge site
BERM
R.L. 421.80
R.L. 418.00

Fig. (2)

silt, and used for irrigation between the middle of January and the middle of April.

(7) The gross area under command in the mean time is 976,000 feddans irrigated by the existing Main Canal and its branches, major and minor distributers, escapes and surface water drains of total length about 5649.0 Km.

Consequent, upon a recent extention of area, a new main canal is under construction to be the main feeder to the south-west Managil Extension, Fig. (1). A new head

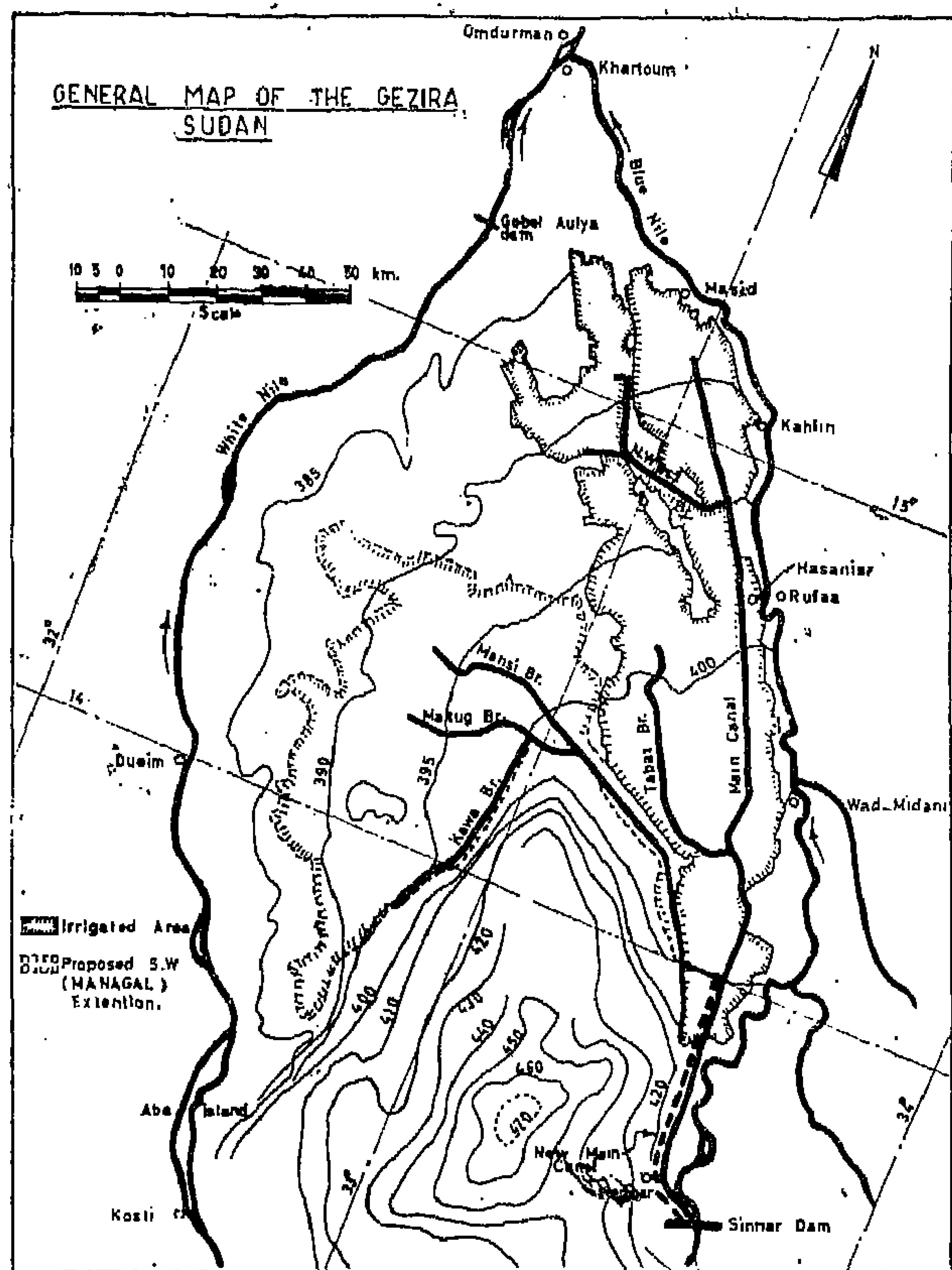


Fig. (1)

regulator is under construction on the Sennar Dam at a centre-line 150.0 m. west of the existing main canal head regulator. It is intended to control the flow in the new main canal. The new head regulator has eleven sluice gate openings, each is 5.0 m. high and 3.0 m. wide controlled by under-shot sluice gates.

The profile of the downstream apron and its protection is shown in figures (2) and (3). The design of that profile was worked out based on the canal running with its full supply, i.e. with the max. discharge corresponding to the requirements of the final stage of the Managil Extension for the full area of 800,000 feddans.

But since the development of the Managil Extension is now being taken by instalments, the new main canal shall be running with lower discharges during the first and second stages—a condition of maximum upstream water level (Sennar Reservoir water level is R.L. 421.70) with much lower downstream water levels than the max. full supply water level to be maintained at the final stage of development.

The experiments to be described here in this article, which were suggested by The Project Division—Ministry of Agriculture—Sudan, are directed towards the effectiveness of the proposed downstream protection as give in figures (2) and (3).

MODEL CONSTRUCTION

The scales adopted for the model were :—
Length scale (vertical or horizontal) 1:50

Velocity and Time scales $1:\sqrt{50}$ or 1:7.06

Discharge scale $1:50^{2.5}$ or 1:17677.5

The model covers an area of 15 square meters representing a prototype length of 325.0 m. of which is 250.0 m. length for the downstream channel. Figure (4) and photo (1) show the details of the model and the main components are :—

(a) Water tight box made of bricks and plastered with a 2 cm. thick layer of rich cement mortar. The box has a top flume shaped in such a way to embrace the model according to the depth and length scale. The bottom waste tank (8) has a sump from which water is pumped to an elevated constant head

MODEL TEST EXPERIMENTS ON SENNAR NEW HEAD REGULATOR

By

Dr. AZIZ SHAHWAN, M. Eng., Ph.D., M.ASCE.
Assist. Professor of Hydraulics, Faculty of Eng., Giza.

SYNOPSIS

A new head regulator is now under construction to control the flow from Sennar Reservoir to the newly constructed main canal to feed the Managil Extension Scheme in the Sudan Gezira. This paper describes the construction and operation of a 1:50 scale model for that head regulator built in the Hydraulics Laboratory of the Faculty of Engineering-University of Khartoum-Sudan. The scope of the model was to solve some problems related to the downstream protection and the opportunity was taken to conduct some calibration tests with a view of preparing a calibration chart for the regulator.

INTRODUCTION

The Gezira plain lies between the Blue and White Niles in the Sudan. The general slope of the Gezira is from South-east to North-west, and therefore it can only be irrigated from the Blue Nile, which however, even at its highest level, runs several meters below the level of the plain. For this purpose, a dam was built near Sennar and completed on May 1925 forming a reservoir of capacity 636 millions of cubic meters of water with maximum water surface level R.L. 417.20. By 1952, the reservoir water surface level was raised to R.L. 421.70 and its capacity was increased to 930 millions of cubic meters of water. The main features of Sennar Dam and its reservoir are (1) :—

(1) The dam which is built of granite rubble masonry has 80 discharge sluices, each 8.4 m. high by 2.0 m. wide with their sills at R.L. 404.20 and fitted with stoney gates, all piercing the 606 m. central length of the dam and having maximum discharge of 9,500 cumecs.

(2) Above the sluices there are 72 spillways, each 3.0 m. wide, also on either sides of the sluice dam are spillway dams, each 150.0 m. long and containing 205.0 m. spillways, all having their crest at R.L. 417.20 and a maximum discharge of 5,500 cumecs.

(3) Next to the 150.0 m. west spillway dam by 439.0 m. of solid dam, is the existing Main Canal Head Regulator of 125.0 m. length, having 14 gates each 5.0 m. high by 3.0 m. wide with their sills at R.L. 411.10.

(4) The total length of the dam is 3025.0 m. including 1418.0 m. Core-walls east and west.

(5) The lowest level in the dam cross-section is R.L. 388.70 (design foundation level) while the highest level is R.L. 421.80 (road level).

(6) The reservoir is filled during November when the river water is free from

9. J. W. Rogers, and H. A. Wainwright: *The strain-ageing of dead mild steel strip used in the pressing of automobile bodies and accessories*; JISI 1939, No. 1, P. 387-434 p.

10. J. H. Andrew, J. W. Rodgers, H. A. Wainwright, and J. N. Blackhurst: *Proc. Inst. Auto. Eng.*, 1939/1940; P. 433-476.

11. L. R. Shoenberger, and E. J. Pallwoda: *Trans. Am. Soc. Metals* 1953, Vol. 45, P. 344-356.

12. D. H. Fisher, R. L. Carlson, and W. T. Lankford: *The effect of strain rate and temper rolling on the strain ageing characteristics of rimmed deep-drawing steel;* Proc. A.S.T.M. 1958, 87.

13. R. G. McDonald, R. L. Carlson, and W. T. Lankford: *Effect of strain rate and temperature on the stress-strain relation of deep-drawing steel;* Proc. A.S.T.M. 1956. Vol. 56.

14. C. A. Edwards, H. N. Jones, and B. Walters: *The Study of Strain-Age hardening of mild steel;* JISI 1939 No. 1, P. 341, P. 385.

15. C. A. Edwards, D. L. Phillips, and H. N. Jones: *Ibid* 1940, No. XI, P. 199P-236P.

16. B. D. Enlund: *Jernkontoerts Am.*, 1949, Vol. 130, P. 553-573.

17. S. Epstein, H. J. Cutler and J. W. Frame: *Trans.* AIME, 1950, Vol. 188, P. 830; and J. Met. 1950, Vol. Z.

18. W. R. D. Jones and G. Coombes: *Effect of Vanadium or chromium on the strain-ageing of rimminy steels;* JISI 1953, Vol. 174, P. 9-15.

19. R. L. Kenyon, and R. S. Burns: *Proc. ASTM 1934;* Vol. 34, P. 48-58.

20. E. Epremian, and R. F. Mehl: *N.A.C.A. T.M.* 2719, 1952, also *ASTM*, S. T. P. No. 121, 1951.

21. J. B. Kommers: *Effect of overstressing and understressing in fatigue;* Proc. ASTM, 1943, Vol. 43, P. 749.

22. G. M. Sinclair: *An investigation of the coaxing effect in fatigue of metals;* Proc. ASTM 1952, Vol. 52, P. 743.

23. F. Bollenrath, and H. Cornelius: *The effect of rest periods on the fatigue strength of metallic materials;* V.D.I., Zeit., Vol. 87, No. 18, May 4 (1940).

24. K. Daeves, E. Gerold, and E. H. Schulz: *Influencing the life of fatigue stressed parts by periods of rest,* Stahl and Eisen, Vol. 60, Feb. 1, 1940, 100-103.

25. A. Karius: *Thesis,* Carola Wilhelmina Tech. Sch. Brunswick.

26. J. C. Levy, and G. M. Sinclair: *An investigation of strain ageing in fatigue,* Proc. ASTM, 1955, Vol. 55, P. 866-890.

27. B. B. Hundy: *Accelerated strain-ageing of mild steel;* JISI, 1954, Vol. 178, 34.

28. E. R. Morgan, and J. C. Shyne: *Control of strain-ageing in Alpha iron,* Trans. AIME, 1957, Vol. 209, P. 65.

29. W. R. D. Jones and G. Coombes: *Effect of Vanadium or chromium on the strain-ageing of rimming steels;* JISI 1953, Vol. 174, P. 9-15.

30. C. A. Edwards, D. L. Phillips, and Y. H. Liv: *The yield point in steel,* JISI, 1943, Vol. 147, P. 145.

31. W. E. Dalby: *Load-extension diagram taken with the Optical load extension indicator;* Proc. Roy. Soc., A88, 281, 1913.

32. A. Z. Nadal: *Tech. Physik,* 5, 371, 1924.

33. Kuroda, *M. Sci. pap.*, Inst. phys. chem. Res. Tokyo, 1938, 34, 1528.

34. B. A. Bilby and G. M. Leak: *Strain ageing.* Discussion at the automn of the Iron and Steel Inst. 1955.

35. E. W. Hart: *Relation of properties to microstructure,* Am. Soc. of Metals, 1953, P. 95.

36. J. C. Levy, and S. L. Kanitkar: *Strain-ageing and the fatigue limit of mild steel,* JISI, 1961, Vol. 197, P. 296.

37. B. Cina: *The effect of cold work on the fatigue characteristics of an austenitic* alloy steel. JISI 1958. Vol. 190, P. 144.

38. T. Swinden: (in discussion), JISI 1939, No. 1, P. 419 p. 420.

39. H. A. Dikie: *Development of an improved basic Bessemer steel,* JISI, 1948, Vol. 177, P. 118.

40. C. J. Osbern: *The nature of strain-age-embrittlement,* JISI. Vol. 188, P. 97.

fatigue life of low-carbon steels but this effect varies according to the testing conditions. This effect appears in a certain type of steel, only when the condition of the test, namely, cyclic frequency and temperature, are not suitable for all the ageing changes to take place during cyclic stressing. In such a case the ageing changes will proceed when the steel is rested at room temperature or at a mildly elevated temperature.

The effect of understressing, for 10 million cycles at different stress levels, on the fatigue life of the tested steels has been also investigated. This effect was found to be similar to that of rest periods in that it has a beneficial effect on Open Hearth and Electric Furnace steels and actually no effect on Bessemer steel. The effect of understress was explained to be due to mild cold working occurring below the fatigue limit. It was also found that, the nearer the understress is to the fatigue limit and the greater, therefore, will be the plastic deformation, the more beneficial will be the effect of understressing on the fatigue life.

The effect of varying the ageing time at a temperature of 75°C on the v-notch Charpy impact value at room temperature after prestraining 8 % in tension has been determined. This effect was characterized by a marked drop in the v-notch impact value (from 5.35 m. kg. in the strained condition to 1.2 m. kg. in the fully aged condition) in case of Open Hearth steel, and with a slight decrease (from 1.2 m. kg. to 0.6 m. kg.) in case of Electric Furnace steel, while no change was observed in case of Bessemer steel (remained almost constant at 0.55 m. kg.). Therefore, it was concluded that testing at room temperature cannot be used successfully for tracing the effect of ageing time on the v-notch impact properties of the tested steels. Consequently, transition-temperature curves were drawn for each steel in the annealed, as strained, and fully aged conditions, and it was deduced that the most important consequence of strain-ageing on the impact properties of the tested low-carbon steels is, in general, a rise in the transition-temperature, a decrease in the impact value in the fully fibrous condition, and an increase in the transition range. Upon ageing 8 % strained specimens for six days at 75°C, it was found that the shift in the transition temperature, which was arbitrary chosen at the level at which the energy absorption was half the energy absorption in the fully fibrous condition, was greatest for Bessemer steel and least for Electric Furnace steel. The transition temperature of the Open Hearth steel is the lowest in both the annealed, and as strained conditions while it has nearly the same value as that of Electric Furnace steel in the fully aged condition. The transition-temperature of Bessemer steel is the highest transition-temperature under all conditions. Moreover, it was noticed that when the transition-temperature is high the impact value in the fully fibrous condition is low.

REFERENCES

1. A. H. Cottrell, and B. A. Bilby: *Dislocation theory of yielding and strain-ageing of iron;* Proc. Phys. Soc. 1949, A 62, 49.
2. B. B. Hundy: *The strain-age hardening of mild steel; Metallurgia* 1956, Vol. 53, P. 203.
3. A. H. Cottrell: *The strength of solids,* P. 30, 1948. The Physical Soc.
4. A. H. Cottrell: *Report of Pittsburg Conference on the plastic deformation of crystalline solids;* 1950, P. 60.
5. A. H. Cottrell: *Report of the 9th Solvay Conference,* 1952, P. 487.
6. A. H. Cottrell: *Dislocation and plastic flow in crystals,* 1953, Oxford University press.
7. B. Jones, R. A. Owen-Barnett: *The strain ageing of mild steel;* JISI, Vol. 177, P. 209.
8. R. O. Griffs, R. L. Kenyon, and B. S. Burns: *Year book Am. Ir. and St. Inst.* 1933, P. 142-159.

favourable positions in the steel. Another possibility for explaining this effect may be that, sufficient solute atoms were not available to form these stable sub-precipitates. In case of Bessemer steel, its higher nitrogen content makes the formation of a full size stable sub-pecripitates during the given ageing time possible for the whole range of prestrains used in this investigation.

The effect of varying the ageing time at a temperature of 75°C on hardness after prestraining to 8 % in tension has also been determined and found to be somewhat similar to its effect on ultimate strength, i.e., after a short ageing time there was no noticeable increase in hardness, while after longer ageing times it began to increase markedly until it reached a maximum and then remains constant. Moreover, the percentage increase in hardness for Bessemer steel due to ageing was greater than that for the other two steels.

The behaviour of the tested steels under fatigue loading has been investigated. The S-N curves of the annealed steels showed that the fatigue limit for Open Hearth steel (24.0 kg./mm^2) is lowest although this steel has the highest yield strength (28.3 kg./mm^2) and the highest ultimate strength (42.5 kg/mm^2), and that the fatigue limit for Bessemer steel (26.2 kg./mm^2) has about the same value as its lower yield strength (26.6 kg./mm^2). This behaviour was attributed to strain ageing taking place during fatigue loading, and it may be deduced that the fatigue limit becomes higher or lower as the conditions for strain-ageing become more or less favourable. Moreover, strain ageing during fatigue was suggested to be mainly dependent on the following factors :—

i. The time available for strain-ageing, i.e., cyclic frequency.

ii. The temperature of the test specimens during fatigue.

iii. The amount of nitrogen and carbon present.

Accordingly, the higher fatigue limit of Bessemer steel may be attributed to its higher nitrogen content which makes the rate of strengthening due to strain-ageing more rapid.

The effect of varying the ageing time at a temperature of 75°C on the fatigue life has been determined. The specimens were strained to a value of 8 % in tension before ageing and was subjected to an alternating stress of $\pm$ 26 kg./mm^2 after ageing. The effeect of 8 % straining only on the fatigue life at the above alternating stress was found to be deleterious. Increasing the ageing time of strained low-carbon steels resulted in an increase in their fatigue life. However, the fatigue life of the tested steels did not show any marked increase except after considerable ageing time. The cause for this behaviour was suggested to be due to the formation of the precipitates which was considered to form in a latter stage in the ageing process. The fatigue life of Bessemer steel after short ageing time is relatively high and the increase in this life after a longer ageing time is relatively small. Oncemore, the higher nitrogen content of Bessemer steel is responsible for its high fatigue life after shorter ageing times since solute atoms diffuse to free dislocations resulting from alternating stresses and thus resist plastic deformation and, therefore, fatigue failure.

The effect of rest periods (24 hours) at room temperature and at 75°C has also been investigated. Rest periods were found to have a beneficial effect on the fatigue life of Open Hearth and Electric Furnace steels where they have, in fact, no effect on the fatigue life of Bessemer steel. The effect of rest periods on Open Hearth and Electric Furnace steels becomes more beneficial by resting test specimens at a higher temperature (75°C) when compared to resting at room temperature. Further tests on Bessemer steel conducted by using a higher testing frequency (11000 cycles/min. instead of the 7500 cycles/min. used before) showed that rest periods have a beneficial effect on this steel under the new condition. Thus, it may be concluded that rest periods have a beneficial effect on the

The rise in the transition-temperature due to straining and ageing reached about 30°C for Open Hearth steel and 53°C for Bessemer steel while it did not exceed 10°C for Electric Furnace steel.

Nevertheless, it is to be emphasized that the transition-temperature determined from the notched-bar impact test is not a limiting temperature above which a steel may be used with assurance that brittle failure will not occur, nor is it the limiting temperature below which a steel is not to be used for the danger of brittle failure. The transition-temperature of any given steel is dependent of the geometry of the specimen, the depth and sharpness of the notch, the distance between supports, the speed and weight of the striking hammer, the criterion used for selecting the transition-temperature, etc. The impact properties determined by the notched-bar impact values are, in general, qualitative and could be used only for the purpose of comparison.

SUMMARY AND CONCLUSIONS

The materials used in this investigation were three low-carbon steels locally produced by the Open Hearth, Bessemer, and Electric Furnace processes. The effect of strain-ageing on the tensile, hardness, fatigue, and impact properties of these three low-carbon steels has been determined and the results were discussed on the basis of the theory of dislocations.

Ageing at a temperature of 75°C after straining to 8% in tension showed the following effects on the tensile properties of the tested steels : a return of the yield point, a gradual increase in the yield strength and in ultimate strength, and a decrease in percentage elongation. The yield point reappeared and the yield strength increased for all the tested steels after very short ageing time (about 10 mins.), whereas the ultimate strength and the percentage elongation did not show any appreciable changes except after longer ageing time. However, the sensitivity of the above mentioned properties to ageing time is greater for shorter ageing times and it decreases with increasing the ageing time until these properties remain nearly unchanged in the region of long ageing times. The rates of changes mentioned are greatest for the Bessemer steel. This was attributed to its higher nitrogen content (0.015 %) which is considered to play a more important role in strain-ageing than carbon owing to its greater solubility in ferrite. Upon ageing at 75°C. it was found that Bessemer steel has the largest increase in ultimate strength, on the one hand, and the least ageing index (Y_2-L), the smallest loss in ductility and the lowest yield/ultimate strength ratio on the other hand. Moreover, it was found that Open Hearth and Electric Furnace steels present, a more or less, equal ageing susceptibility.

The effect of varying the amount of pre-strain (from 4 to 12 %) before ageing for a period of 4 hours at a temperature of 75°C has also been determined. Increasing the amount of prestrain resulted in a gradual increase in the yield strength of the three tested steels, whereas the ultimate strength of Open Hearth and Electric Furnace steels showed a gradual increase followed by a gradual decrease in the range of large pre-strains (9 %-12 %). The ultimate strength of Bessemer steel did not show any decrease. However, these results may lead to the conclusion that the greatest effects of such a treatment on Open Hearth and Electric Furnace steels occur after prestraining to a value between 9% and 10%. For Bessemer steel the greatest effects may appear after prestraining to a value greater than 12 %, However, the above observed effects were explained by considering that, in the range of high prestrains, the dislocation density is high and that for Open Hearth and Electric Furnace steels the ageing treatment applied (4 hours at 75°C) was not sufficient to form a full size stable sub-precipitates at all the

temperatures well above room temperature to establish complete transition temperature curves. The test specimen was brought to the testing temperature by holding it in a water bath at the required temperature for at least 15 minutes before testing. For temperatures below zero sodium chloride was added to ice, and for temperatures above 95°C an oil bath was used. The average time required to transfer a specimen from the liquid bath to the supports of the machine and to release the hammer was about 5 seconds. During this short period of time the change in temperature which occurred in the specimen was checked and found not to exceed 2°C which were accounted for in the bath used. The transition temperature curves are shown in figures 14, 15 and 16.

The transition-temperature of each steel under any of the tested conditions can be determined from the curves in figs. 14, 15 and 16. Since there is no standard method for locating the transiton-temperature it was arbitrarily taken in this study as the temperature at which the energy absorption was half the energy absorption in the fully fibrous or tough condition. Accordingly, the transition-temperature of the three tested steels under the different conditions of testing were determined and given in table IX.

Table IX and figs. 14, 15, and 16 show clearly that the most significant consequence of strain-ageing on the impact properties of the tested low-carbon steels is, in general, a rise in the transition temperature, a decrease in the impact value in the fully fibrous or tough condition and an increase in the transition range.

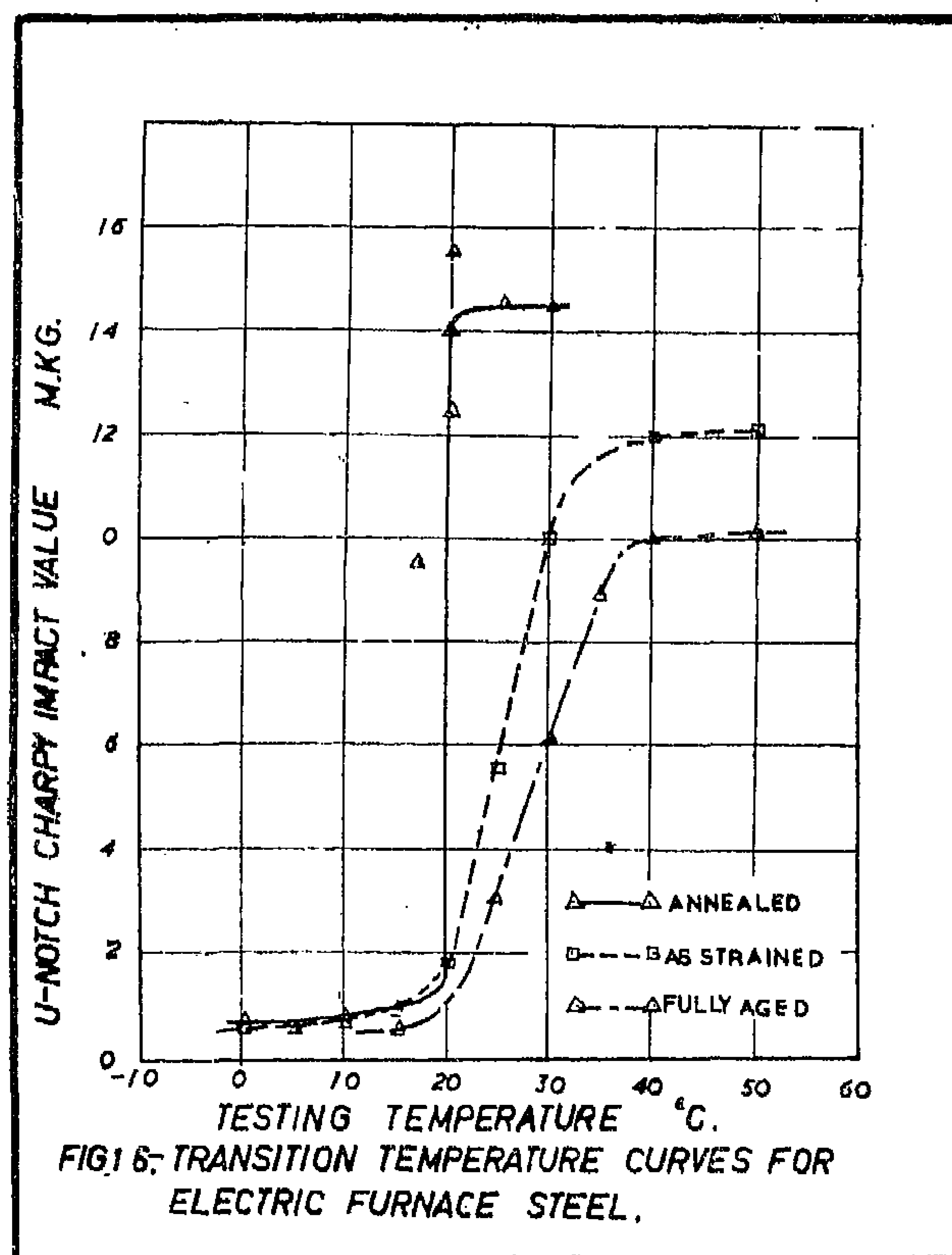


FIG.16:- TRANSITION TEMPERATURE CURVES FOR ELECTRIC FURNACE STEEL.

TABLE IX.

Transition-temperatures for the three low carbon steels used in the annealed, as strained, and fully aged conditions.

Condition	Transition-temperature °C.		
	Open Hearth St.	Bessemer St.	Electric Furnace St.
Annealed	0	60	20
As strained	5	85	25
Fully aged	30	113	29

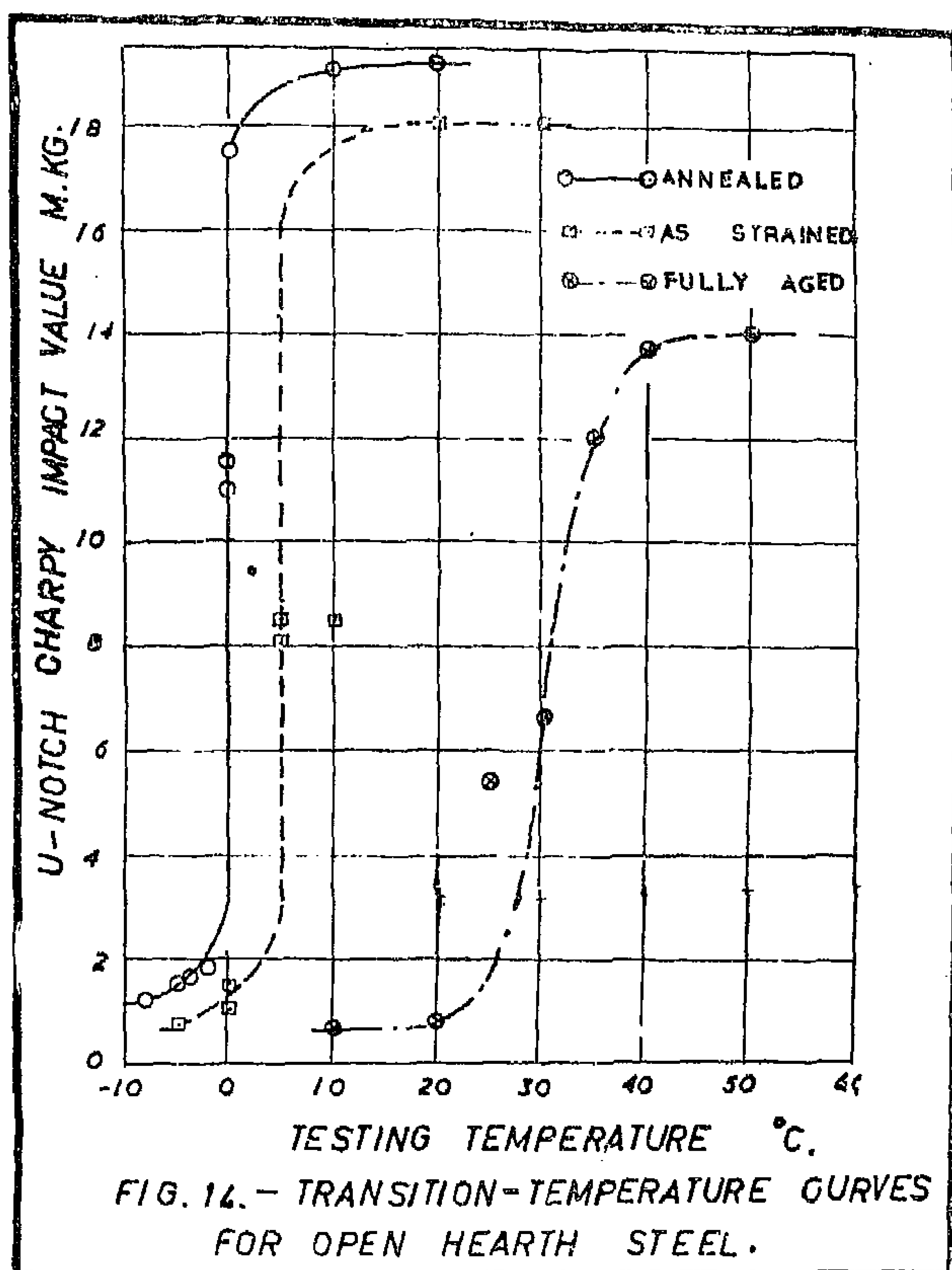


FIG. 14.— TRANSITION-TEMPERATURE CURVES FOR OPEN HEARTH STEEL.

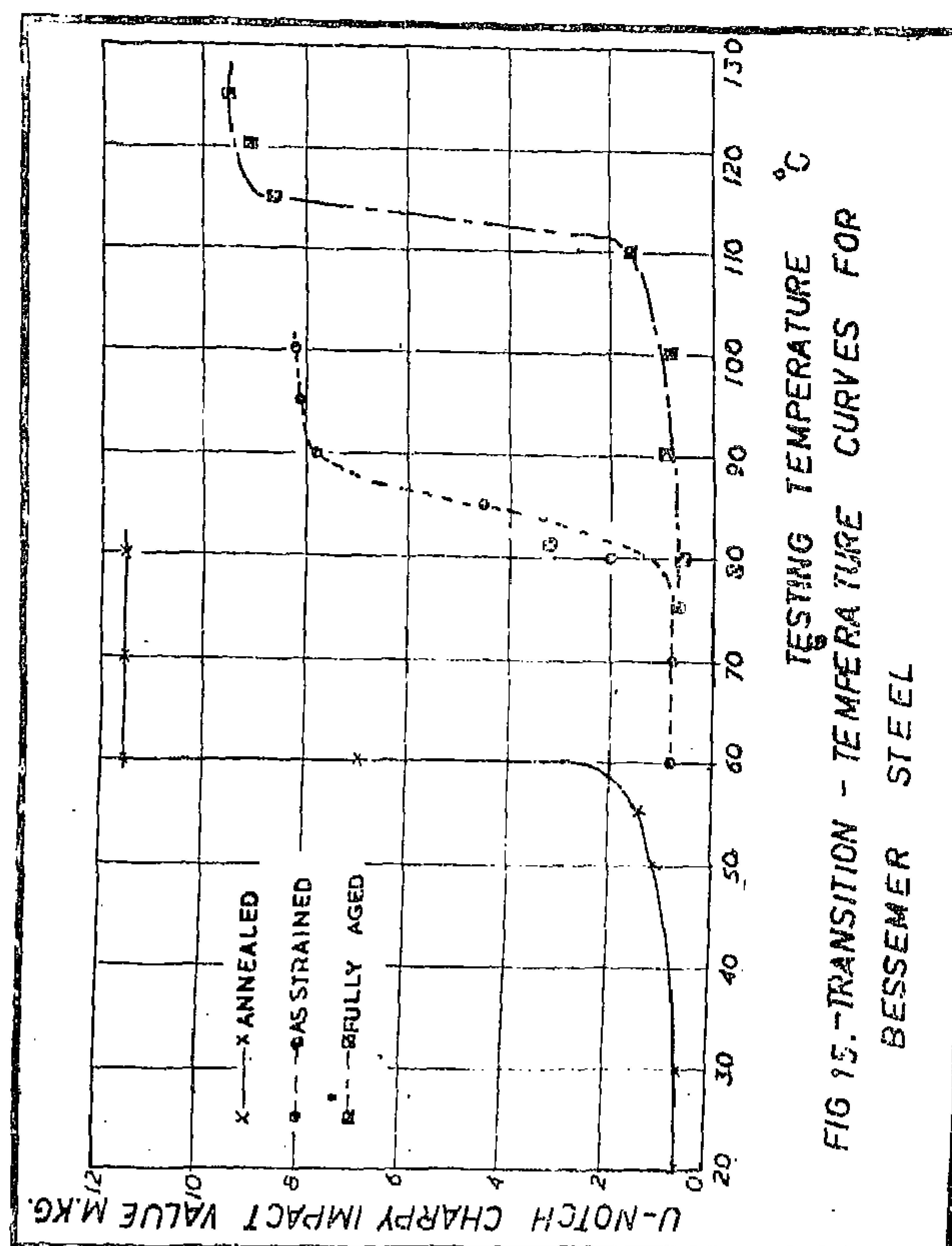


FIG 15.—TRANSITION - TEMPERATURE CURVES FOR BESSEMER STEEL

the ageing time would cause no change in the impact value of Bessemer steel since the testing temperature (T_r) is far below the transition-temperature of this steel in the freshly strained condition and consequently lies below its transition-temperature after any ageing time. This figure, lastly explain why there is an immediate decrease in the impact value with ageing in case of Electric Furnace steel, and why this decrease is small. This is evidently because the ordinate drawn at T_r intersects the transition curves corresponding to small ageing times at low values.

Nevertheless, the position of the transition-temperature curves is known to be dependent on the sharpness of the notch. Consequently, the shape of the notch was changed twice, and preliminary tests were made on specimens with modified notches, to check the possibility of following the effect of ageing on notch brittleness by testing at room temperature. However, it was found that, following the effect of ageing on the notch brittleness of the three low-carbon steels by means of a single temperature test is rather difficult if not impossible.

b. Transition Temperature Curves.

This part of investigation is intended to construct the transition-temperature curves for each steel in the annealed, as strained, and fully aged conditions. Tests for the as strained conditon were made after the straining operation by about 30 mins.; 15 mins. were needed for machining the notch and the other 15 mins. were taken to bring the specimen to the testing temperature. Tests for the fully aged conditon were made after ageing for a period of six days at 75°C.

The test specimens used were similar to the standard Charpy type in which the shape of the notch was modified. A convex milling cutter 3 mm. in thickness was used for machining these notches; the depth of the notch was 2 mm. and the radius of its root 1.5 mm. If the standard v-notch specimen was used, it would have required testing

TESTING PROCEDURE AND RESULTS

a. Effect of Ageing Time on the V-Notch Impact Value at Room Temperature.

The dimensions of the test specimens were checked. Ageing of the test specimens was accomplished at 75°C. The ageing time—measured after the machining operation—was varied between 10 mins. and 6 days. After ageing to the desired period, the specimen was cooled down to room temperature and then tested on the 30 m.kg. Losenhausenwerk Charpy Impact Tester. The results obtained from these tests are shown in fig. 12.

It can be seen from fig. 12 that the effect of ageing time on the room temperature toughness varies considerably from one type of steel to another. This effect is characterized by a marked drop in the v-notch impact value in case of Open Hearth steel, and with a slight decrease in case of the Electric Furnace steel, and Bessemer steel behave in a brittle manner over the whole range of ageing time applied, and therefore, it may be concluded that testing at room temperature does not prevail the ageing changes sought by such a procedure.

To explain the behaviour described above for each type of steel, it can be assumed that the position of the transition-temperature curves relative to room temperature are as shown schematically in fig. 13. This figure shows clearly that there is no observed decrease in the v-notch impact value measured at room temperature, for Open Hearth steel, after smaller ageing times since the ordinate drawn at room temperature (T_r) intersects the transition temperature curves corresponding to these small ageing times in the fully fibrous or tough region. Moreover, it indicates that the same steel has a higher impact value relative to the other two steels in the range of long ageing times because the same ordinate intersects the transition curve for the fully aged steel before reaching the lowest value. It also shows that changing

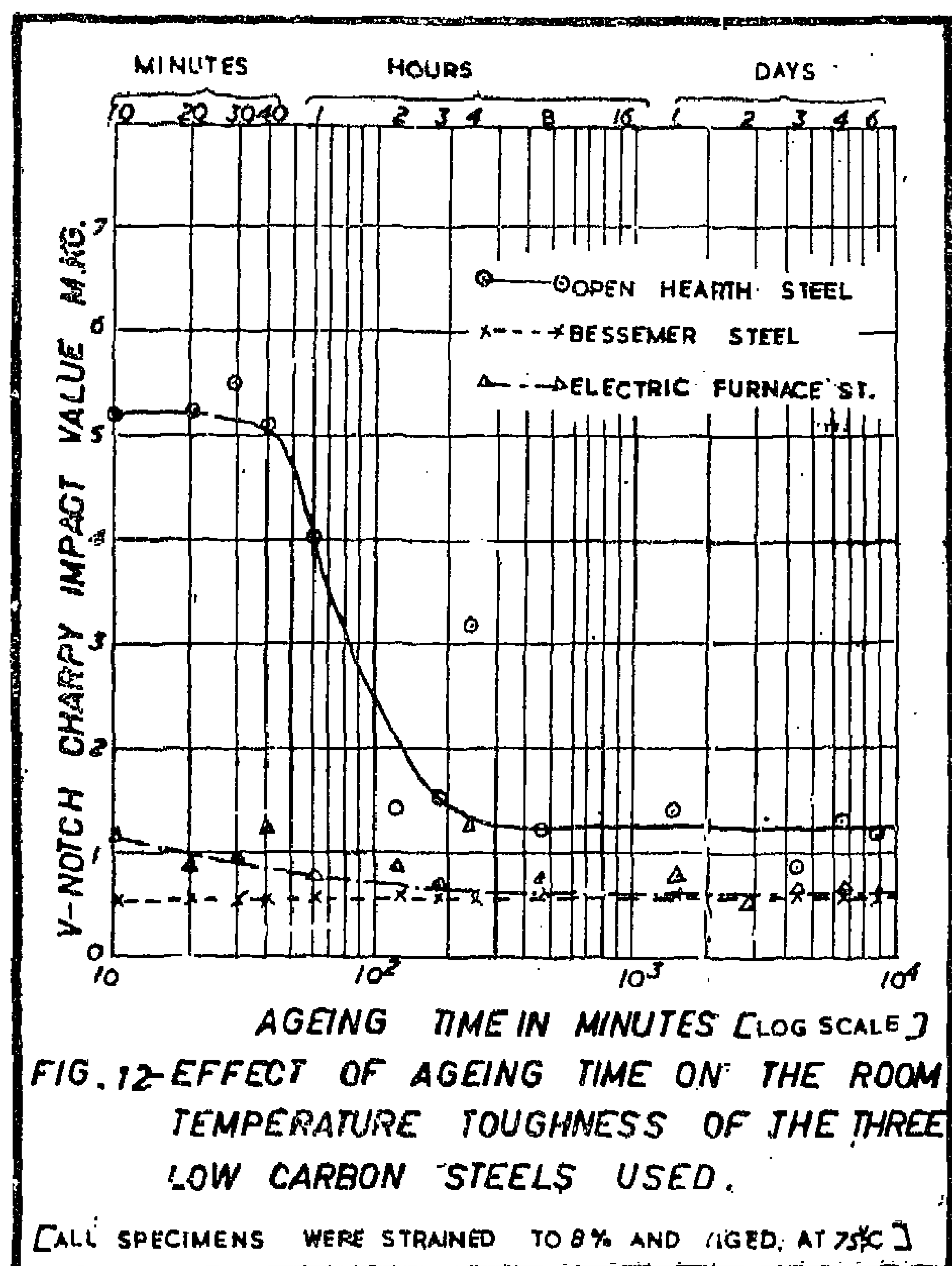


FIG. 12—EFFECT OF AGEING TIME ON THE ROOM TEMPERATURE TOUGHNESS OF THE THREE LOW CARBON STEELS USED.
[ALL SPECIMENS WERE STRAINED TO 8% AND AGED AT 75°C]

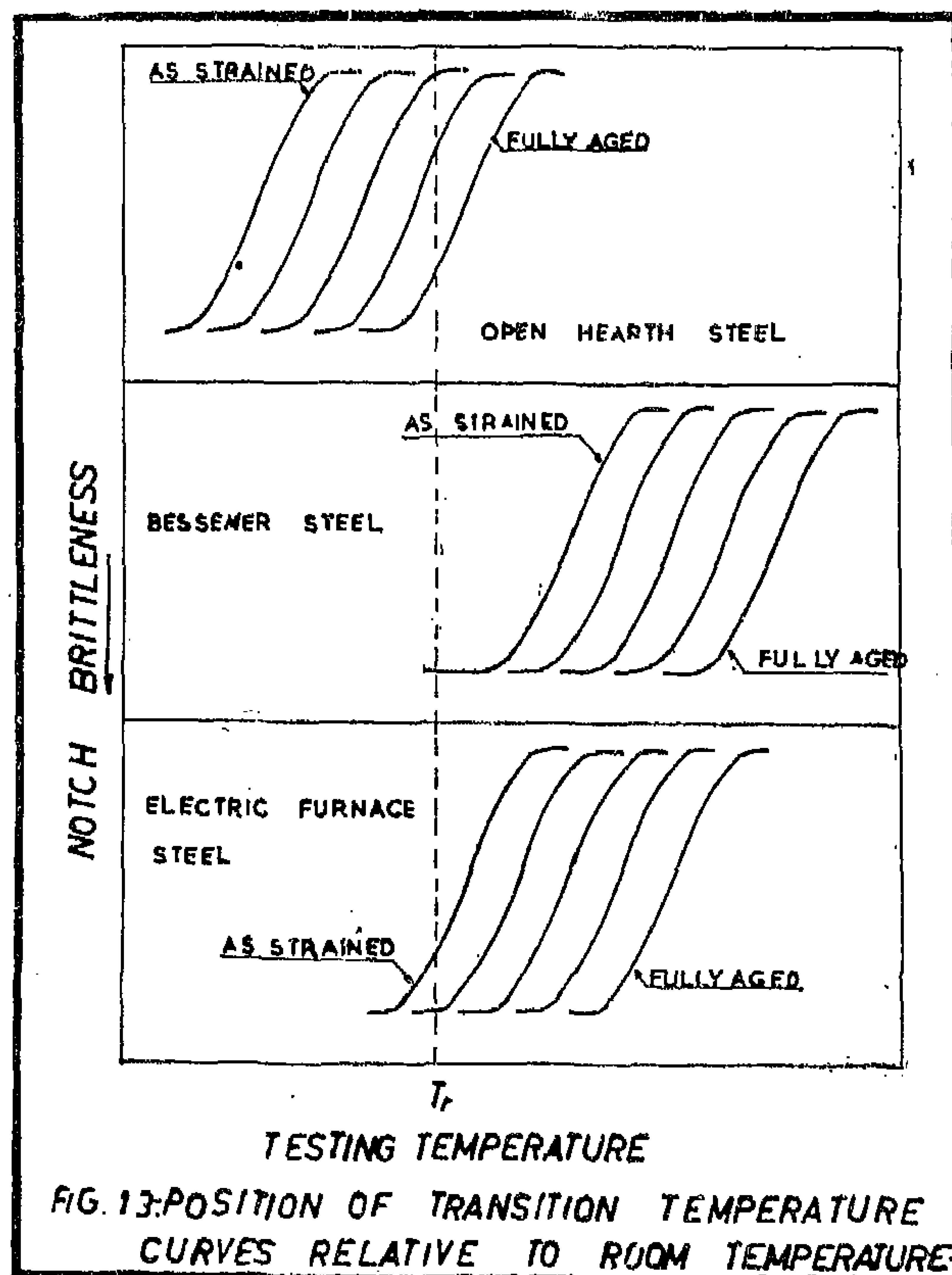


FIG. 13: POSITION OF TRANSITION TEMPERATURE CURVES RELATIVE TO ROOM TEMPERATURE.

CAPTER IV

EFFECT OF STRAIN AGEING ON THE IMPACT PROPERTIES OF LOW CARBON STEEL

In many instances, the most important consequence of strain-ageing of low-carbon steels is a marked drop in the notched bar impact value. Such a drop in the impact value due to strain-ageing is generally termed strain-age-embrittlement. However, some investigators, such as Swinden (38), distinguished between strain-age-embrittlement and strain-age-hardening, while others as Dikie (39), and Osborn (40) proposed that these two effects are merely different manifestations of the same structural changes.

However, since the purpose of this part of the investigation is mainly concerned with the determination of the effect of strain-ageing on the notch-brittleness of the three low-carbon steels used, therefore, as a first trial, single temperature tests were accomplished at room temperature on v-notched impact specimens to follow this effect. Unfortunately, this procedure failed to show the required effect as may be seen later. Therefore, it was found necessary to establish transition-temperature curves. Consequently, tests were carried out to determine the transition temperature curves for each steel in the annealed, as strained, and fully aged conditions.

Test Specimens

The test specimens were prepared according to the following steps :

1. Lengths of 300 mm. were cut from the steel bars. These specimens were then annealed at a temperature of 900°C for two hours and then furnace cooled.
2. A milling operation was made to square the cross section of the specimens to approximate dimensions.
3. The above specimens were brought down to a square cross-section of side equal to 10.4 mm. through a grinding operation.
4. Each specimen was then strained to 8% in a tensile testing machine, after this operation, the cross-section of the specimen became 10×10 mm. specimens that were to be tested in the annealed condition, were ground to the above dimension (10×10 mm.).
5. Immediately after the removal of the test specimen from the tensile testing machine, the part of the specimen between the grips was cut into three pieces each 55 mm. long, and a v-notch was then made in each piece by a milling cutter (45° angle) to form a Charpy specimen according to the ASTM standards. It is to be noted that the time elapsing from the end of straining each specimen till the instant when the impact pieces were finished should be as short as possible so that no significant ageing takes place. In the tests carried out in this part of the investigation, this period was kept less than 15 mins.

The Charpy v-notch impact value of the anneaeld steels at room temperature (20°C) is given in table VIII.

TABLE VIII

Charpy v-notch impact value, for the annealed low-carbon steels at room temperature.

Steel used	Open Hearth	Bessemer	Electric Furnace
Consumed energy m.kg.	6.0	0.8	1.5

Six specimens were run at this frequency using the same stress used before (28.3 kg/mm² i.e., 108 % of the fatigue limit of Bessemer steel). Three specimens were run continuously and their mean life was 1.100×10^6 cycles. Each of the other three specimens was run for 0.220×10^6 cycles i.e., 20 % of the mean life and rested for 24 hours at 75°C and then run again for another 0.220×10^6 cycles as described before. The mean life of such periodically rested speci mens was raised to 1.57×10^6 cycles i.e., increased by 43 %.

d. Understressing.

The results obtained are shown in table VII.

From the above table it can be seen that understressing has a beneficial effect on both Open Hearth and Electric Furnace steels and practically, no effect on Bessemer steel. The slight effects of understressing which appear in the results of Bessemer steel is within the range of scatter of results. The reason for the above behaviour may be explained by considering that plastic deformation occurs below the fatigue limit. In the case of Bessemer steel solute atoms, as assumed before, can diffuse to the free dislocations resulting from former cycles and lock them and thus cause a resistance to further plastic deformation. Therefore, the amount of plastic deformation occurring during understressing Bessemer steel is very limited and its effect on the fatigue life at a higher stress may be negligible. In case of Open Hearth or Electric Furnace steel, solute atoms cannot lock free dislocations resulting from former cycles and thus considerable amount of plastic deformation occurs during understressing, leading to an increased fatigue life at higher stresses as already shown in table VII.

It is to be observed that the increase in life, in the case of Open Hearth and Electric Furnace steels, becomes greater for higher values of understress.

TABLE VII

Effect of understressing at different stress levels for 10^7 cycles, on the fatigue life of the tested steels at a stress equal to 108 % of the corresponding fatigue limit (F.L.).

Type of steel	Mean life without underst.	Understressing stress as a percentage of the F.L.					
		100		95		90	
		mean life	%ge incr.	mean life	%ge incr.	mean life	%ge incr.
Open Hearth	0.15×10^6	1.21×10^6	710	0.945×10^6	530	0.66×10^6	342
Bessemer	1.00×10^6	1.05×10^6	5	0.99×10^6	−1	1.03×10^6	3
Electric Furnace	0.55×10^6	2.28×10^6	315	2.14×10^6	290	0.87×10^6	58

N.B.—Each number of cycles is a mean of three values.
The "−" sign means a decrease in life.

present investigation, the latter effect seems to be the more important one. Test specimens tested immediately after straining (zero ageing time) showed a decrease in the number of cycles to fracture than those specimens tested at the same stress without prestraining. It can be observed (fig. 11) that the fatigue life of Bessemer steel tested after short ageing time is relatively high and that the increase in this life after long ageing time is relatively small. When Open Hearth, Bessemer, and Electric Furnace steels were fully aged, their fatigue life have increased by 8.2, 2.1, and 8.0 times their respective fatigue life detected immediately after straining.

c. Rest Periods.

The results of tests are given in table VI.

It can be seen, out of this table, that rest periods under the given test conditions have a beneficial effect on the fatigue life of Open Hearth and Electric Furnace steels while they have practically, no effect in the case of Bessemer steel. Moreover, the effect of rest periods on Open Hearth and Electric Furnace steels becomes more prominent by resting test specimens at a higher temperature 75°C when compared by resting at room temperature. The improvement obtained from rest periods may be explained to be due to ageing, occurring at the plastically strained regions, during these periods. This improvement is increased by resting test specimens at higher temperature where the rate of ageing is faster. The insignificance of the effect of rest periods on Bessemer steel, although it exhibits a remarkable ageing effect in a static tensile test, may be due to its higher nitrogen content and lower carbon content. However, it is not unreasonable to suggest that the amount of nitrogen and carbon present in the tested Bessemer steel together with the test conditions, allow all the ageing changes to take place in this steel during fatigue tests. Accordingly, no further ageing changes would occur during rest periods. Further tests on Bessemer steel were made by increasing the frequency of the machine to 11000 cycles/min, instead of the 7500 cycles/min. used before, to see if rest periods would have an effect on the fatigue life of Bessemer steel at such a frequency.

TABLE VI

Effect of rest periods (24 hours) on the fatigue life of the used steels tested at a stress equal to 108 % of the corresponding fatigue limit when resting either at room temperature or at a higher temperature of 75°C.

Steel used	Mean life without rest periods	Resting temperature			
		room temperature		75°C	
		mean life	%ge incr.	mean life	%ge incr.
Open Hearth	0.15×10^6	0.405×10^6	170	2.25×10^6	1400
Bessemer	1.000×10^6	0.990×10^6	−1	1.07×10^6	7
Electric Furnace	0.550×10^6	1.490×10^6	170	4.48×10^6	715

N.B.—Each number of cycles is a mean of three values.
The "−" sign means a decrease in life.

In this investigation the cyclic frequency was kept constant at 7500 cycles/min. and the testing temperature may also be considered constant because of the air cooling method adopted in these tests. Therefore, the only variable in these tests was the amount of carbon and nitrogen present or in other words, the quality of the steel used. However, at the relatively low temperatures of the tests of the present investigation, nitrogen is known to have greater solubility than carbon.

Moreover, since the fatigue of steels can be considered as a race between damage due to fragmentation of the crystals and strengthening due to strain-ageing (36), therefore, the fatigue limit cannot be looked upon as a line of demarkation between different kinds of behaviour but rather as a critical stress at which strain-ageing manifests itself most impressively in the S-N curve. It is to be expected that the fatigue limit becomes higher or lower as the conditions for strain-ageing become more or less favourable. The fatigue limit of Bessemer steel is high (nearly equals its lower yield stress) owing to its higher nitrogen content (0.015 %). This high nitrogen content makes the condition for strain-ageing more favourable at the relatively low temperature at which tests were accomplished.

Fatigue failure can be produced at an alternating stress below the yield point. This can be explained by assuming that, when such a stress is applied there will not be time during one stress cycle for solute atoms to diffuse to the dislocations that have moved. Consequently, the resistance to deformation will not be increased and further dislocation movement will occur in subsequent stress cycles. This movement of dislocations can lead to the formation of a fatigue crack. This may be the case of Open Hearth steel and not the case of Bessemer steel. Electric furnace steel seems to follow an intermediate behaviour between the other two steels.

However, it may be concluded that the rate of strengthening due to strain-ageing, during fatigue, in case of Bessemer steel is more rapid than in the case of Open Hearth steel. A similar conclusion has also been drawn in the previous chapter (II). Such an explanation is responsible for its relatively high fatigue limit and for the highest amplitude stress at which it can be tested without producing excessive heating since solute atoms can move to the dislocations that have moved at this high stress and resist the deformation.

b. Effect of ageing time on the fatigue life of strained low carbon steels.

The effect of ageing time on the fatigue life of strained low-carbon steels is given in fig. 11. Before discussing the effect of strain-ageing on each of the tested steels, it may be of value to explain the effect of static cold work on the fatigue life. Static cold work has been found (37) to be simultaneously beneficial and deleterious, the balance depending on the extent of cold work and the mode of stressing in fatigue. In the

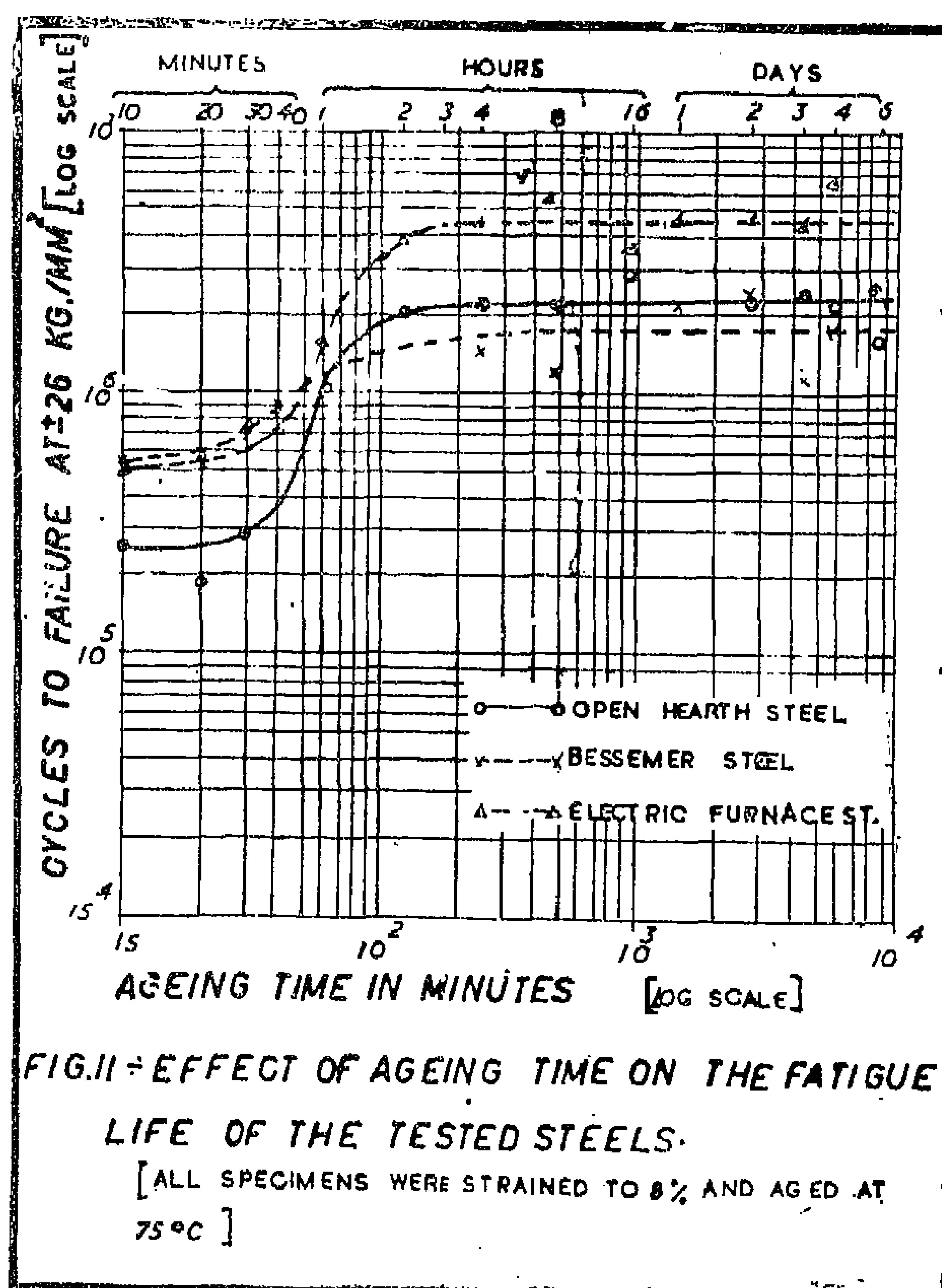


FIG. 11 – EFFECT OF AGEING TIME ON THE FATIGUE LIFE OF THE TESTED STEELS.
[ALL SPECIMENS WERE STRAINED TO 8% AND AGED AT 75 °C]

RESULTS AND DISCUSSIONS

a. S-N Curves

The S-N curves for the three low-carbon steels tested are shown in fig. 10. The following observations may be pointed out of these curves :

i. The fatigue limit for Open Hearth steel is the lowest limit although this steel has the highest ultimate strength and yield strength.

ii. The fatigue limit for Bessemer steel (26.2 kg./mm²) has about the same value as its lower yield strength (26.6 kg./mm²) whereas the fatigue limit for both Open Hearh and Electric Furnace steels (24.9 kg./mm² and 26.5 kg./mm²) are lower than the corresponding lower yield strength of each (28.3 kg./mm² and 28.2 kg./mm² respectively).

iii. The highest amplitude stress at which an Open Hearth steel specimen could be tested without producing excessive heating, in spite of the air cooling applied, is 26.8 kg./mm², i.e., below its lower yield strength, whereas similar values for Bessemer and Electric Furnace steels are 30 kg./mm² and 29.3 kg./mm² respectively, i.e., higher than the corresponding yield stress of each.

iv. The slope of the S-N curve (the part before the knee) is smallest for Open Hearth steel and greatest for Bessemer steel.

However, the behaviour described above for the low-carbon steels used was considered to be associated with strain-ageing resulting from the diffusion of carbon and nitrogen atoms to dislocations. A review of some of the results and conclusions reached by other research workers may help in understanding the behaviour of each of the tested steels. One of these investigations is that of Levy and Sinclair (33) who suggested that the time available for ageing during fatigue is of the same order as the time of one loading cycle.

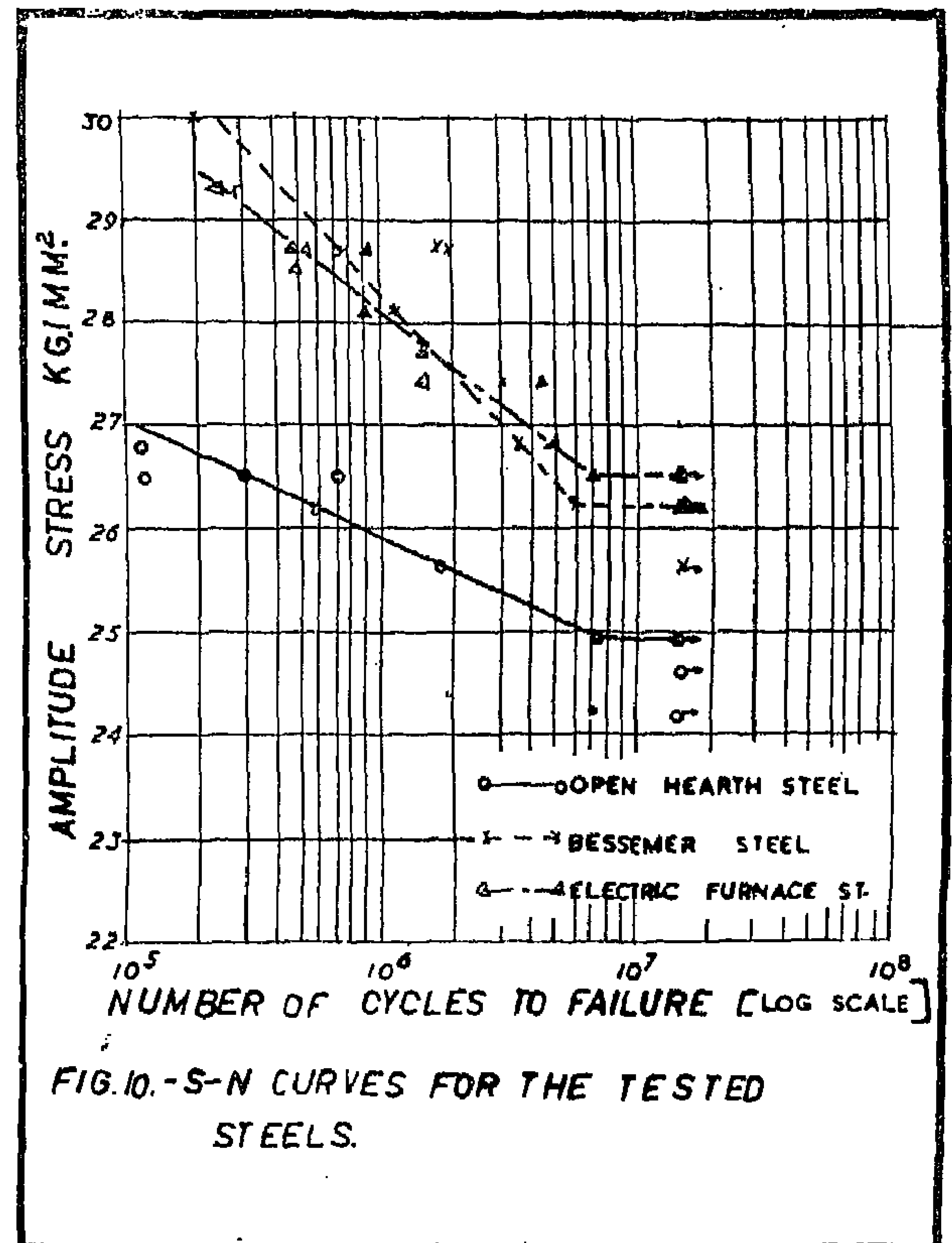


FIG. 10.-S-N CURVES FOR THE TESTED STEELS.

However, they found that the low-carbon steels used in their tests exhibit considerably greater fatigue life in the region of 400-500°F (205-260°C) and that the position of the peak value is dependent on the amount of carbon and nitrogen present. Their experimental results indicated that when carbon and nitrogen were both present the peaking temperature was higher than when nitrogen alone was present. Further tests by Forrest (52) showed that the temperature for maximum fatigue strength is dependent on cyclic frequency. And it was suggested that the strain-ageing during fatigue is dependent on :

i. the time available for ageing i.e., on cyclic frequency ;

ii. the temperature of test specimen during fatigue, and

iii. the amount of carbon and nitrogen present.

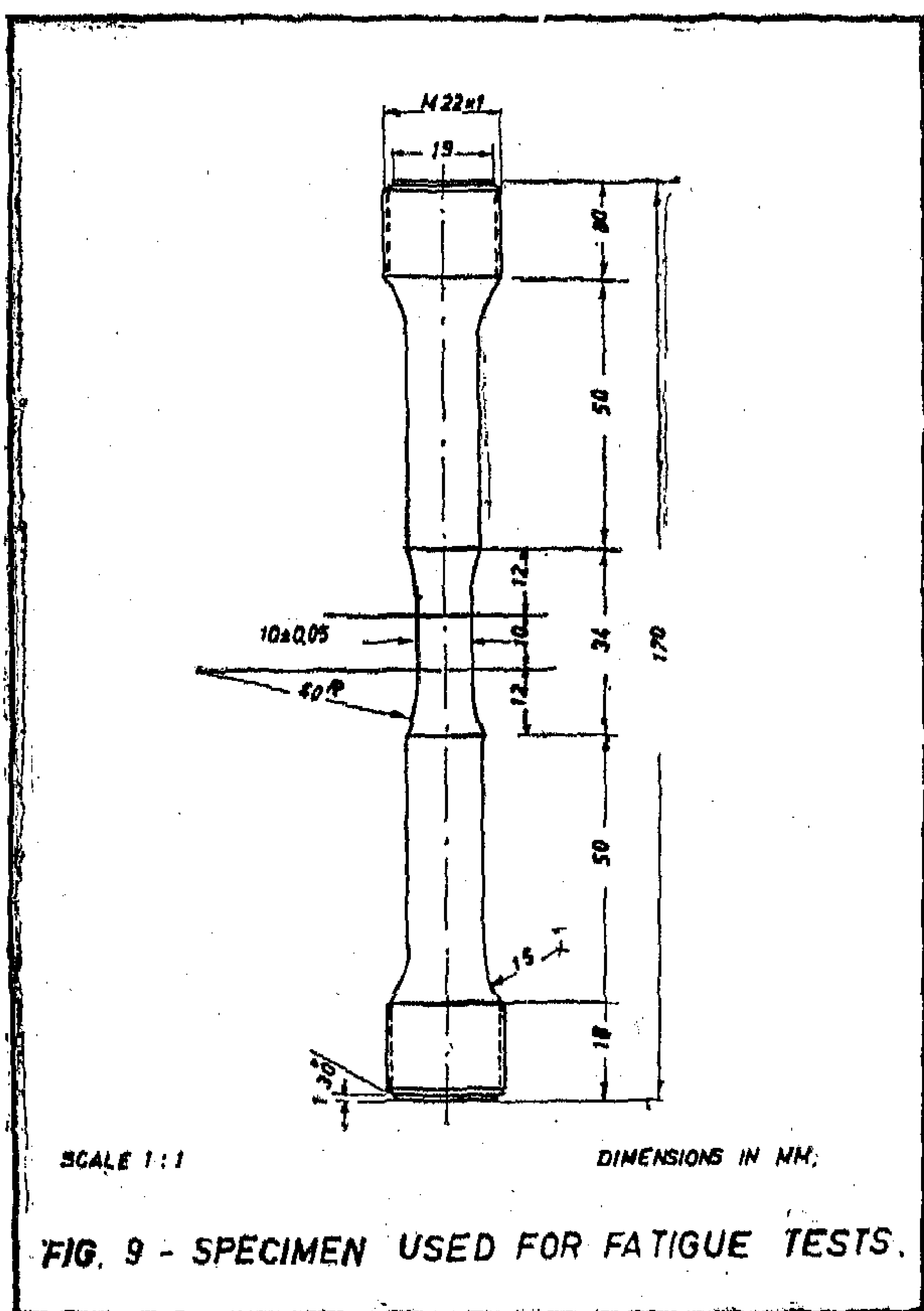
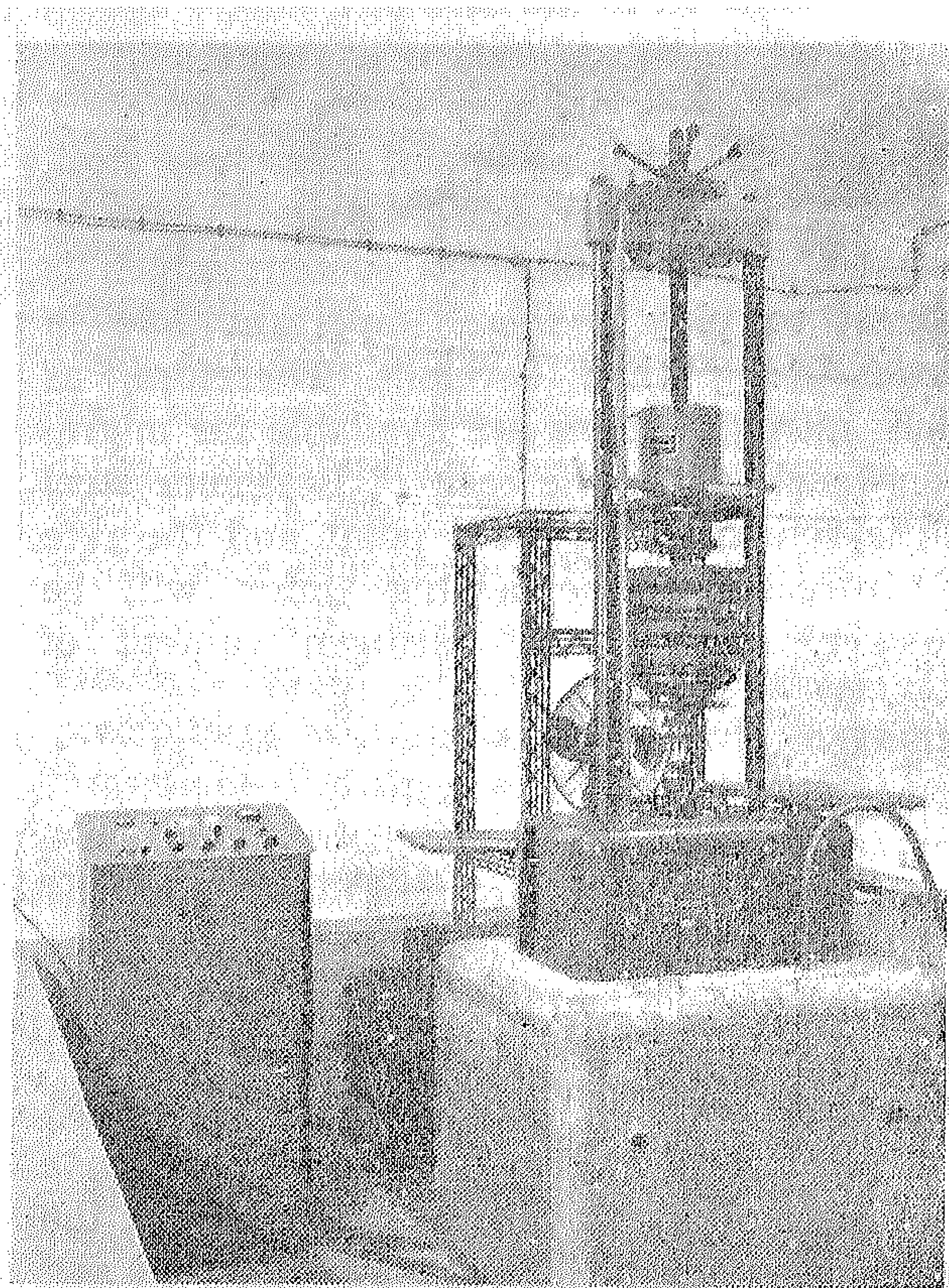


FIG. 9 - SPECIMEN USED FOR FATIGUE TESTS.



The 10 tons Amsler High Frequency Viprophore used.

(c) An investigation of the effect of rest periods was conducted by stressing test specimens at a stress higher than the endurance limit of the tested steel by 8 % for a number of cycles equal to 20 % of the mean life at this high stress. Each test specimen was then rested either at room temperature or at an elevated temperature of 75°C for a period of 24 hours after which it was restressed at the same previously mentioned stress for another number of cycles equal to 20 % of its mean life. This operation was repeated till fracture. The specimens which survived this repetition ten times were run continuously till fracture occurred.

(d) An investigation of the effect of understressing was shown by subjecting the test specimens to ten million cycles at one of the following stresses :

i. a stress value just below the endurance limit.

ii. a stress value equals 95 % of the enduranc limit.

iii. a stress value equals 90 % of the enduranc limit.

After understressing, each specimen was subjected to a repeated stress higher than the endurance limit by 8 % till fracture.

to the greater freedom of the solute atoms when compared to the case of a longer ageing period where the migration is restricted.

The more rapid ageing of Bessemer steel, in spite of its lower carbon content, may be due to its higher nitrogen content which is known to play a more important role in strain-ageing than carbon. Therefore, as more nitrogen atoms are available for migration—such as in the case of Bessemer steel —the return of the yield point and the rate of increase of the ageing index will be quicker. The higher nitrogen content of Bessemer steel is also responsible for the greater increase in its ultimate strength and hardness, since more tiny precipitates are liable to form.

The fact that strain-age hardening takes place much more rapidly in specimens stretched to higher values is easily explained when it is realised that in such a case fewer solute atoms have to diffuse to the dislocation to give a hardening effect when the dislocation density is high ; the closer spacing of the precipitates gives an equal hardening effect with much smaller size of the precipitates.

CHAPTER III

EFFECT OF STRAIN-AGEING ON THE FATIGUE PROPERTIES

The purpose of this part is to investigate the effect of ageing on the fatigue life of the steels used in the present investigation and to compare their behaviour in this respect. Moreover, the behaviour of these steels under certain conditions of application of stress—such as the effect of rest periods which may be related to ageing—has also been determined.

Test Procedure

The machine used for carrying out the tests of this part was the 10 tons Amsler High Frequency Viprophore which operates on the resonance principle.

The test specimens were prepared from the annealed steels. The shape of the test specimen (fig. 9) was chosen so as to give small damping capacity for the entire specimen. Cooling of the test specimen has been carried out, by directing an air blast through two copper flanges fixed on the specimen, to avoid a too high temperature rise and to reduce additional damping which increase with the rising temperature. The stress cycle used is a completely reversed one and the frequency was chosen to be the minimum frequency obtainable from the machine (7500 cycles/min) to reducee heating once more.

However, the work carried out in this part of the investigation includes the following four items :

(a) S-N curves were drawn for the tested steels in the annealed condition, at least ten specimens were tested for each S-N curve.

(b) Investigation of the effect of ageing time on the fatigue life of 8 % strained specimens. Straining was adopted manually, at a slow rate, on the Vibrophore. Ageing was accomplished at 75°C and the ageing time was varied from ten minutes up to six days. After ageing, the specimen was tested at a stress of 26 kg/mm² till fracture occurred.

DISCUSSION OF RESULTS

Before discussing the results of this chapter, it seems pertinent to review the theories advanced to explain the yield point and strain-ageing phenomena.

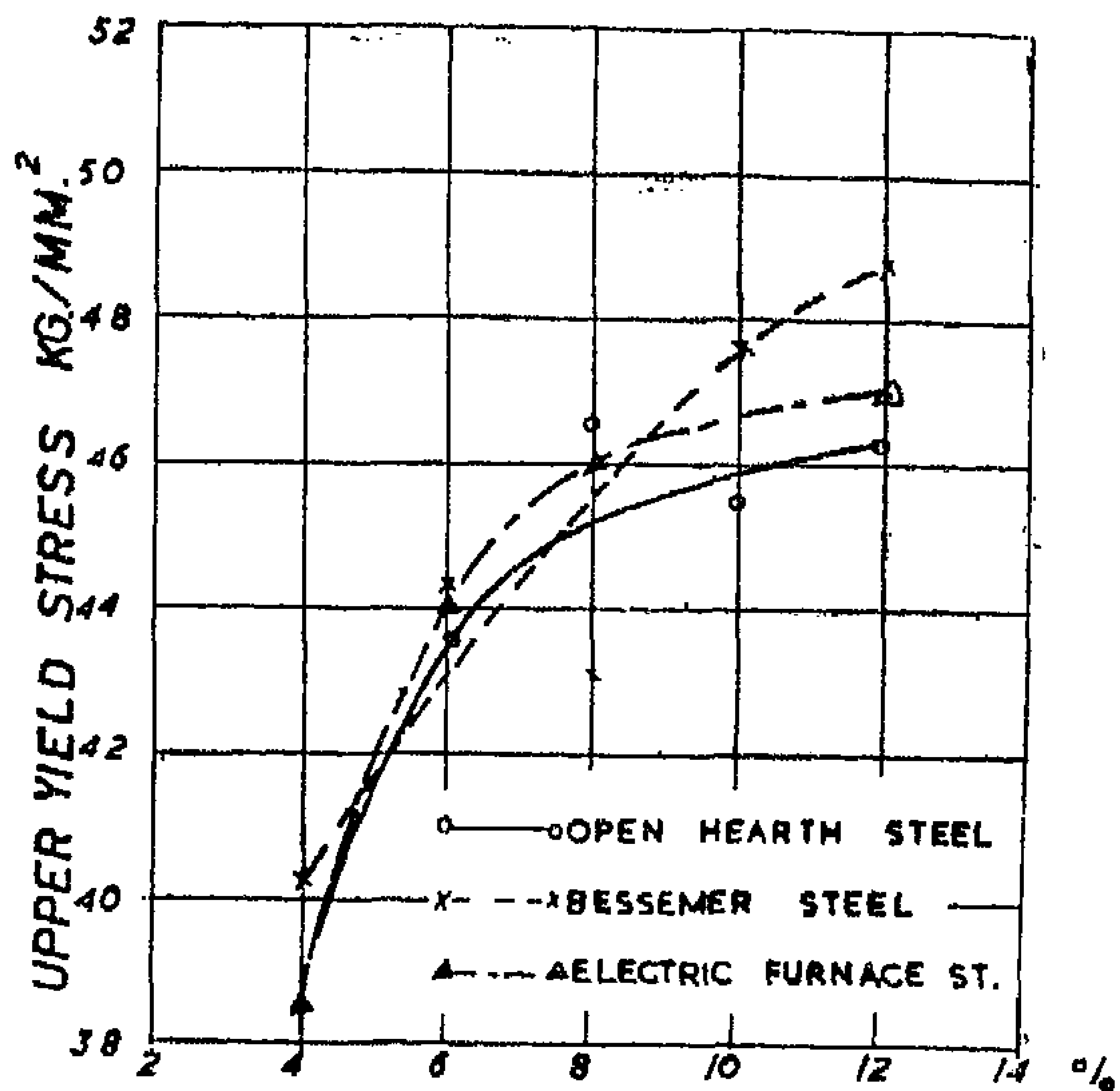
However, most of these theories have been found to be not completely satisfactory, as they do not explain all the features associated with the phenomena (30-33). Nevertheless, Cottrell and his coworkers (1, 3-6) have developed a theory based on the concepts of crystal dislocations, which explained most of the phenomena associated with the yield point and strain-ageing. This theory is based on the idea that dislocations are locked in place by "atmospheres" of carbon and/or nitrogen atoms. These solute atoms tend to relieve stresses around the dislocations, and from energy consideration, it is possible to show that a higher stress is needed to cause plastic flow (i.e., movement of dislocations) under these conditions than when the solute atoms are scattered at random through the lattice. Thus the upper yield point is the stress needed to tear these dislocations away from their surrounding atmospheres of carbon and nitrogen atoms. Once the dislocations have been torn away from their atmospheres, the force needed to keep them moving is not so high and the stress falls to the lower yield point. A specimen which is unloaded in this overstrained condition contains free dislocations and on immediate reloading, shows no yield point. However, if it is rested for a sufficient time at not too low a temperature before reloading, solute atoms migrate to the dislocations to form new atmospheres and the yield point reappears (strain ageing).

Moreover, the strain-age-hardening effects (i.e., loss in ductility and increase in strength) can be explained in terms of the dislocation theory of strain-age-hardening suggested by Hundy (2) which is, in fact, a modification of the dislocation theory by Cottrell. However, Hundy has explained the strain-age,hardening effects on a sub-precipitation hardening basis, taking into consideration the suggestion presented by Bilby and Leak (34), and which states that any solute atoms in excess of one or two per dislocation and which are attracted to the dislocation, will diffuse rapidly along the dislocation line until they meet a barrier when they will form a very tiny precipitate. It is very probable that such a barrier could be caused by the intersection of two dislocation lines. These small precipitates then, although probably still too small to be seen even under electron microscopes, must have a precipitation hardening effect on the steel; which effect will raise the general level of stress-strain curve. Even when the dislocations are dragged away from their atmospheres by plastic working, these tiny precipitates will remain, and will make the movement of dislocations more difficult; and will thus harden the steel. It is only when the steel is allowed to age again after straining that the aggregates of the solute atoms disperse through the iron lattice to form fresh atmospheres around the new dislocations and further tiny precipitates.

Hart (35) suggested that the extent of hardening depends on the size and spacing of the small precipitates which are formed during the ageing. The size of the precipitates increases during the ageing process, as more solute atoms diffuse through to the dislocations and then along the dislocations to the precipitates, and thus the increase of the strain-age-hardening effects with time of ageing may be explained.

Furthermore, the reason why there is an immediate rise in the yield point after straining while there is no appreciable changes in ductility or strength until after a relatively longer ageing period, can be explained by the fact that the fine tiny precipitates, which are considered to be responsible for the changes in ductility and strength, do not begin to from until each dislocation has attracted a certain minimum number of solute atoms. Therefore the ductility and strength do not start to change until ageing has been continued for some time.

However, the rapid rate of ageing observed during the short ageing periods may be due



VALUE OF STRAIN BEFORE AGEING

FIG. 5 - EFFECT OF VARYING STRAIN VALUE BEFORE AGING ON THE UPPER YIELD POINT OF THE TESTED STEELS.

[ALL SPECIMENS WERE AGED FOR 4 HOURS AT 75°C]

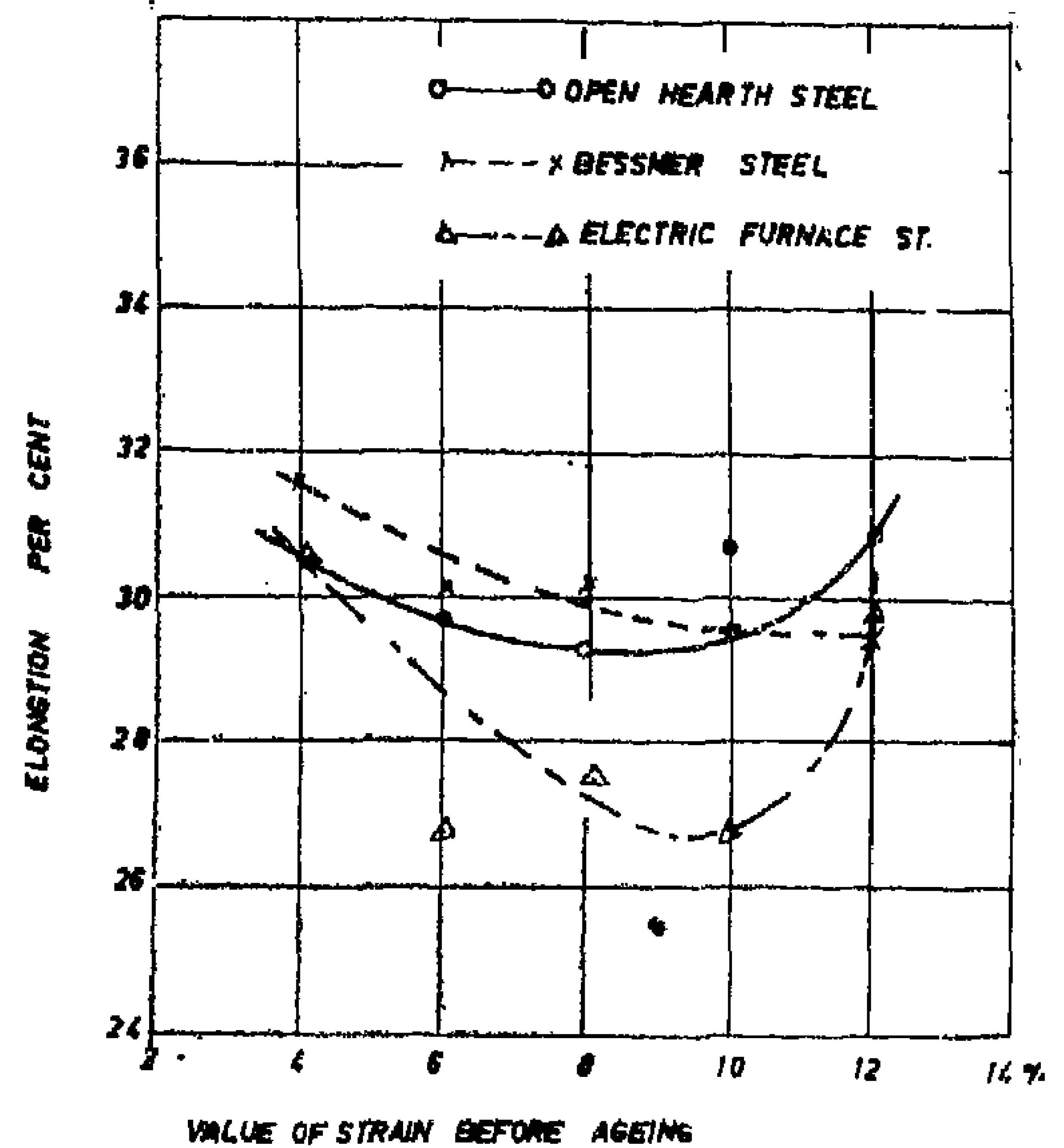
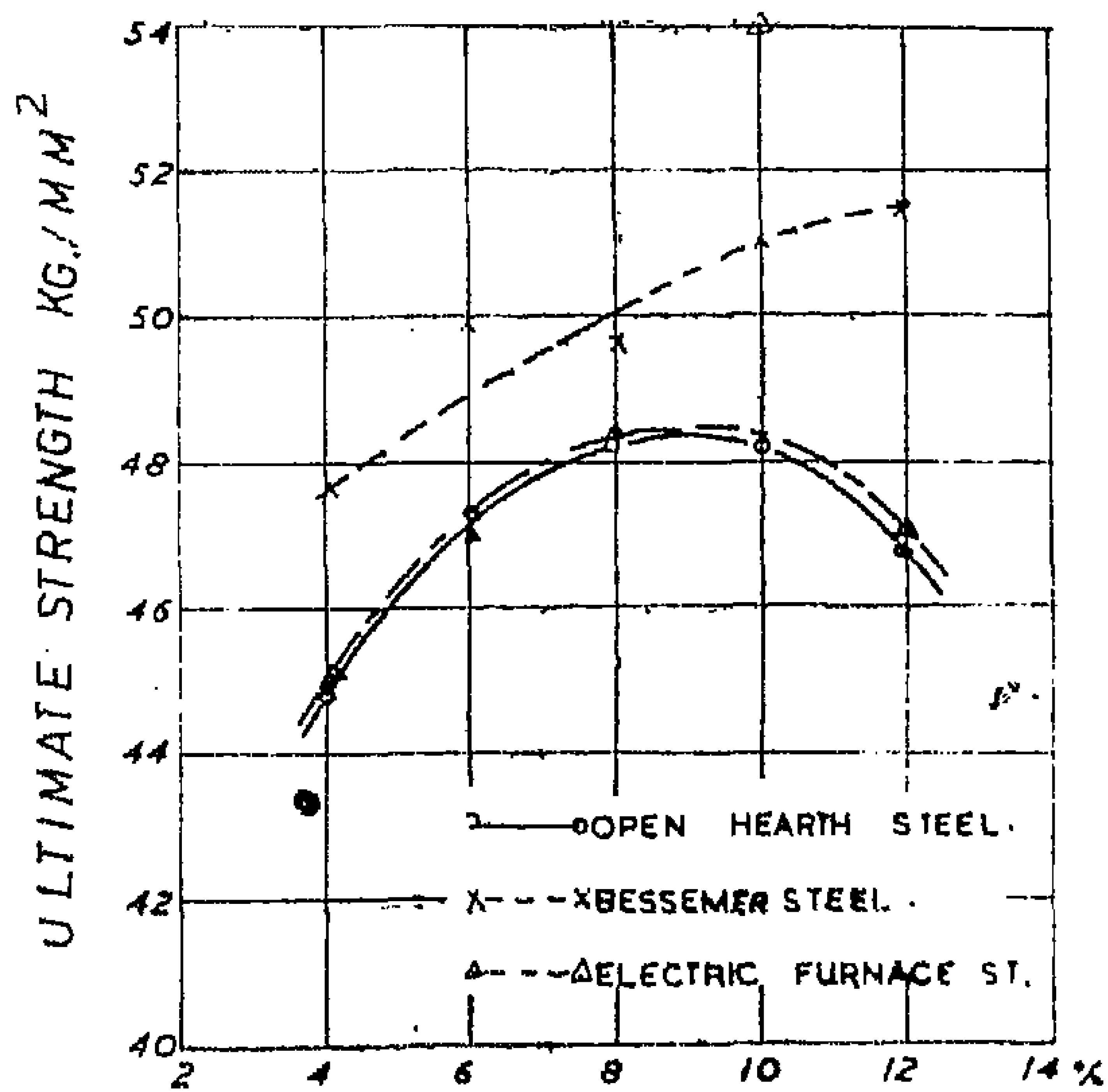


FIG. 7 - EFFECT OF VARYING STRAIN VALUE BEFORE AGEING ON THE ELONGATION PER CENT OF THE TESTED STEELS

(ALL SPECIMENS WERE AGED FOR 4 HOURS AT 75°C)



VALUE OF STRAIN BEFORE AGEING

FIG 6 EFFECT OF VARYING STRAIN VALUE BEFORE AGEING ON THE ULTIMATE STRENGTH OF THE TESTED STEELS

[ALL SPECIMENS WERE AGED FOR 4 HOURS AT 75°C]

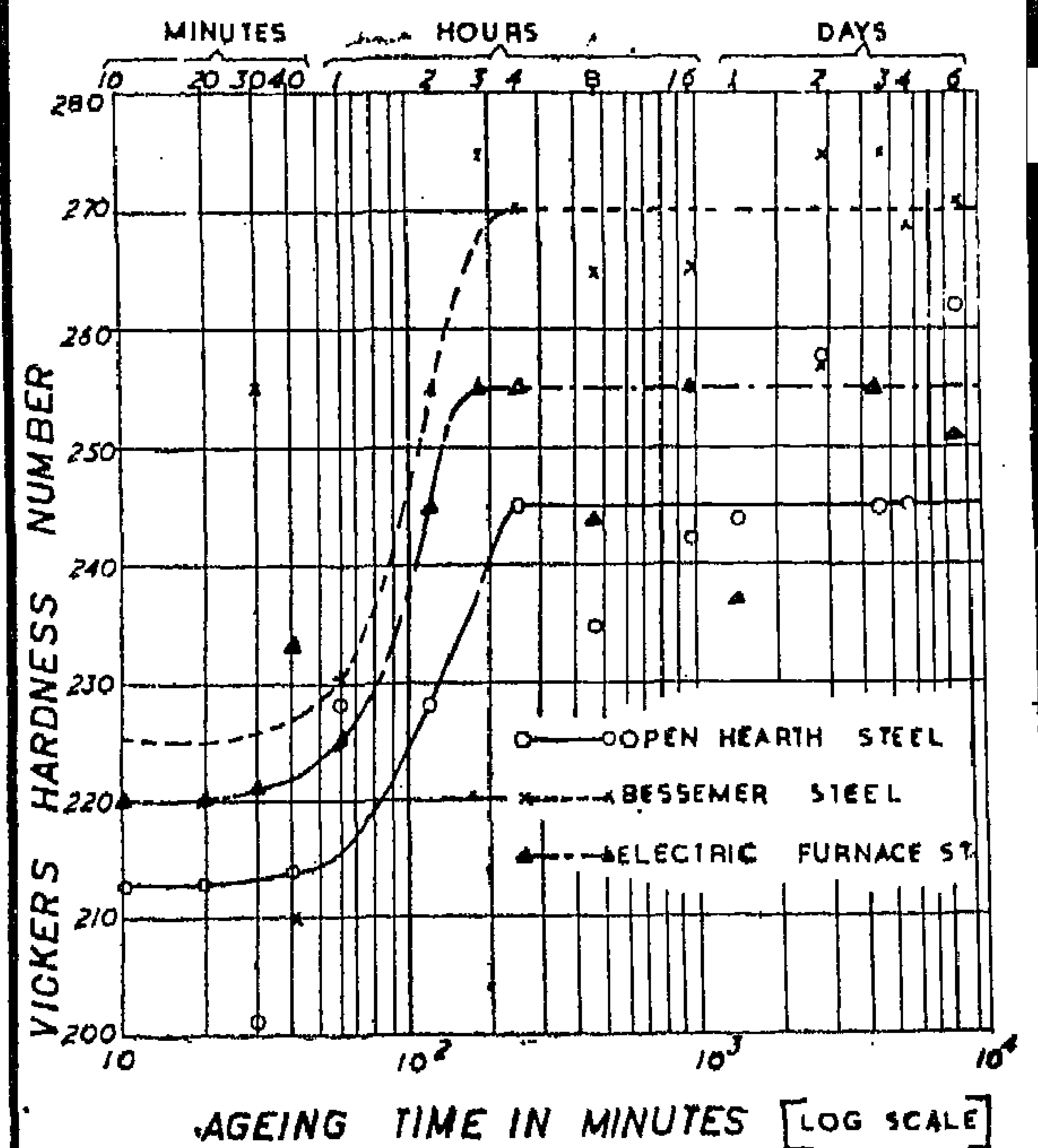


FIG. 8 - EFFECT OF AGEING TIME ON THE HARDNESS OF THE TESTED STEEL.

[ALL SPECIMENS WERE STRAINED TO 8% AND AGED AT 75°C]

TABLE V

Tensile test results obtained from the three low-carbon steels used, when strained to the given values, together with the results obtained from the same specimens when stressed to fracture after ageing at 75°C for a time of 4 hours. (The given symbols refer to fig. 1).

Steel used	Strain %	Y_0 kg/mm²	L kg/mm²	Y_2 kg/mm²	Y_1 kg/mm²	U kg/mm²	Y_2-L kg/mm²	Y_1/U	Elong. %
Open Hearth	4	28.4	32.6	38.6	37.4	44.8	6.0	0.835	30.5
	6	28.4	36.9	43.5	42.0	47.3	7.3	0.885	29.6
	8	29.5	39.1	46.5	44.2	48.2	8.5	0.920	29.2
	10	28.6	40.2	45.4	45.3	48.2	5.2	0.945	30.7
	12	27.2	40.2	46.2	45.3	46.7	6.0	0.975	30.8
Bessemer	4	28.9	33.5	40.2	39.2	47.6	6.7	0.820	31.5
	6	28.4	36.8	44.2	42.0	49.9	7.4	0.845	30.1
	8	25.5	36.8	43.0	42.5	49.6	6.2	0.860	30.2
	10	28.4	40.9	47.6	46.5	51.0	6.7	0.912	29.5
	12	28.4	42.0	48.7	48.2	51.5	6.7	0.935	29.5
Electric Furnace	4	27.8	32.8	38.5	37.3	45.0	5.7	0.830	30.6
	6	29.5	37.0	44.0	42.5	47.0	7.0	0.905	26.8
	8	29.5	39.6	46.0	45.3	48.3	6.4	0.940	27.5
	10	31.2	46.5	52.8	52.2	54.0	6.3	0.968	26.8
	12	28.4	40.3	47.0	46.0	47.0	6.7	0.980	29.8

Bessemer steel increases continuously as the amount of strain is increased, whereas a maximum value is reached for both Open Hearth and Electric Furnacee steels at a strain value of about 9 % after which their ultimate strength begins to decrease again. The increase in ultimate strength for these two types of steel at 9 % strain, over that of annealed steels, is 13.6 % and 16.1 % respectively. The maximum increase in ultimate strength for Bessemer steel reaches a value of 24.6 % and occurs at 12 % strain, which is the maximum value of strain applied in this investigation. The greatest loss in ductility determined from fig. 7, is 6.6 % for Bessemer steel, and 7.4 % for Open-Hearth steel whereas this value for Electric Furnace steel is 10.2 %.

C. Effect of Ageing Time on Hardness.

The effect of ageing time on the hardness of the strained low-carbon steel used is shown in fig. 8.

The increase in hardness number for Bessemer steel (fig. 8) from the as strained condition to the fully aged condition reaches a value of 20%, whereas this increase for Open Hearth steel is 15 % and for Electric Furnace steel is 15.8 % . This indicates that, for Bessemer steel, the percentage increase in hardness as well as the percentage increase in ultimate strength due to ageing are greater than those for the other two steels.

TABLE IV

Comparison between locally produced open- heart and Bessemer steels used in the present investigation, on the one hand, and open hearth and Bessemer steels used in the preliminary investigation by Jones and Coombes (29), on the other hand.

Function	Open hearth steels				Bessemer steels			
	steel used by (29)		local steel		steel used by (29)		local steel	
	anne-aled	fully aged	anne-aled	fully aged	anne-aled	fully aged	anne-aled	fully aged
$\frac{Y_1 - L}{L} \times 100$	0	22	0	15.4	0	20	0	14
$\frac{U - L}{L} \times 100$	14	28	9	22	13	32	11	30
loss in ductility	0	13	0	8	0	12	0	6

From the comparison made in table IV it can be inferred that the increase in ultimate strength, in the fully aged condition, represented by the function $\frac{U-L}{L} \times 100$ is nearly the same for each type steel i.e., the increase in case of Open Hearth steel reaches 13 % (22-9) for locally produced steel and 14 % for that used by (29) while similar values for Bessemer steels are exactly the same and equal 19 %. On the other hand, the increase in yield strength and the loss in ductility values, in the fully aged condition showed great variations between the locally produced steels and those used by (29). Locally produced steels showed smaller increase in yield strength and also smaller loss in ductility for both the two types of steels compared.

It may also be noticed that, for both Open Hearth steels, the increase in ultimate strength is less than that for Bessemer steels, while the increase in yield strength and the loss in ductility are greater.

B. Effect of Varying the Strain Before Ageing on the Tensile Properties.

The procedure of the tests adopted in this part is the same as that followed in part (A) except that instead of varying the ageing time, the amount of strain before ageing was the one varied. The values of strain chosen were 4, 6, 8, 10 and 12 % respectively. The ageing time was fixed at a value of 4 hours. The ageing temperature was kept constant at 75°C. The results are given in table V.

It can be seen from the results given in table (V) and the curves shown in figures 5, 6, and 7, that the effect of changing the value of strain before ageing vary considerably from one type of steels to another. It may be seen from figure 7 that, through the range of strain applied, the ultimate strength of

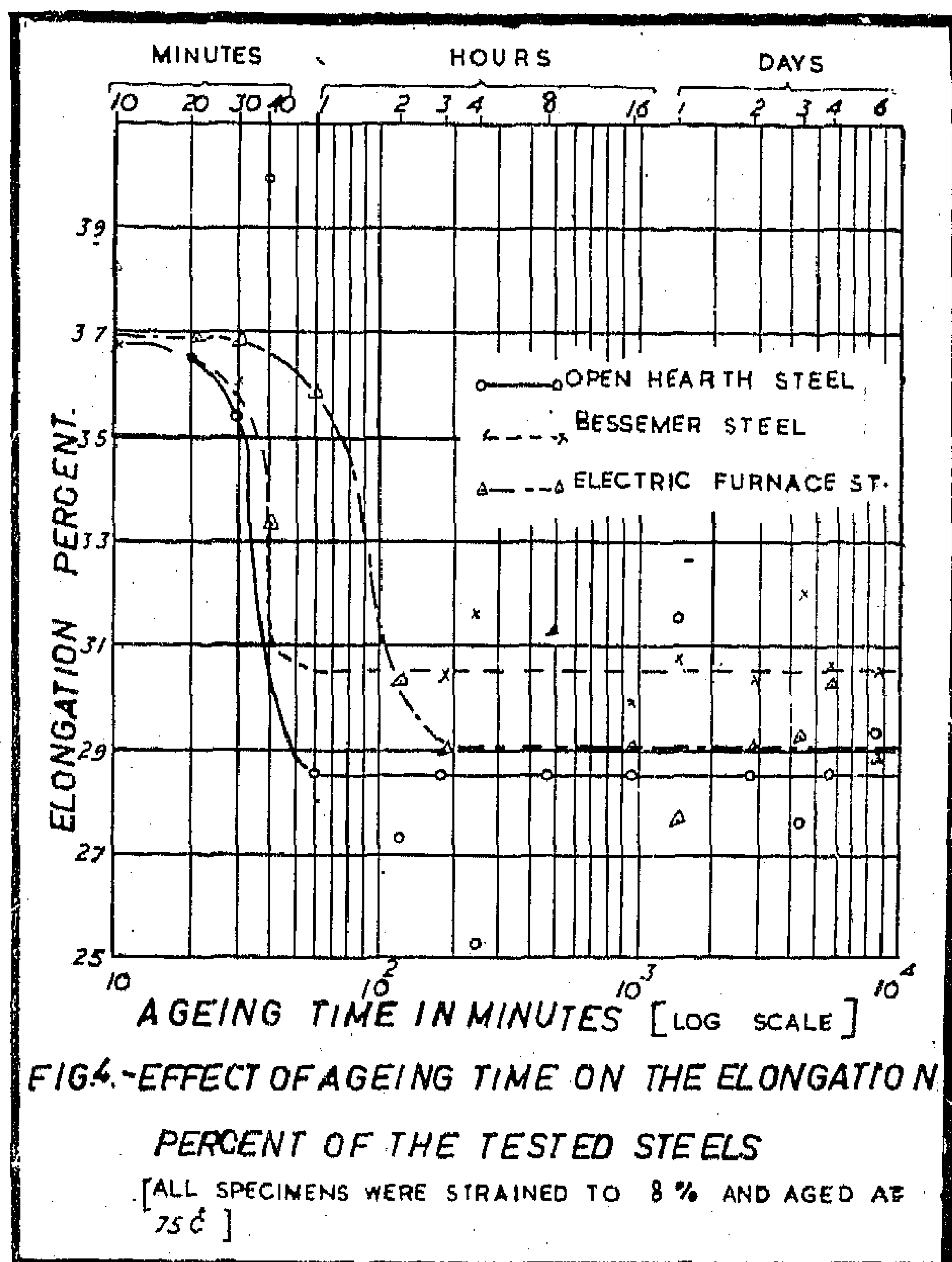
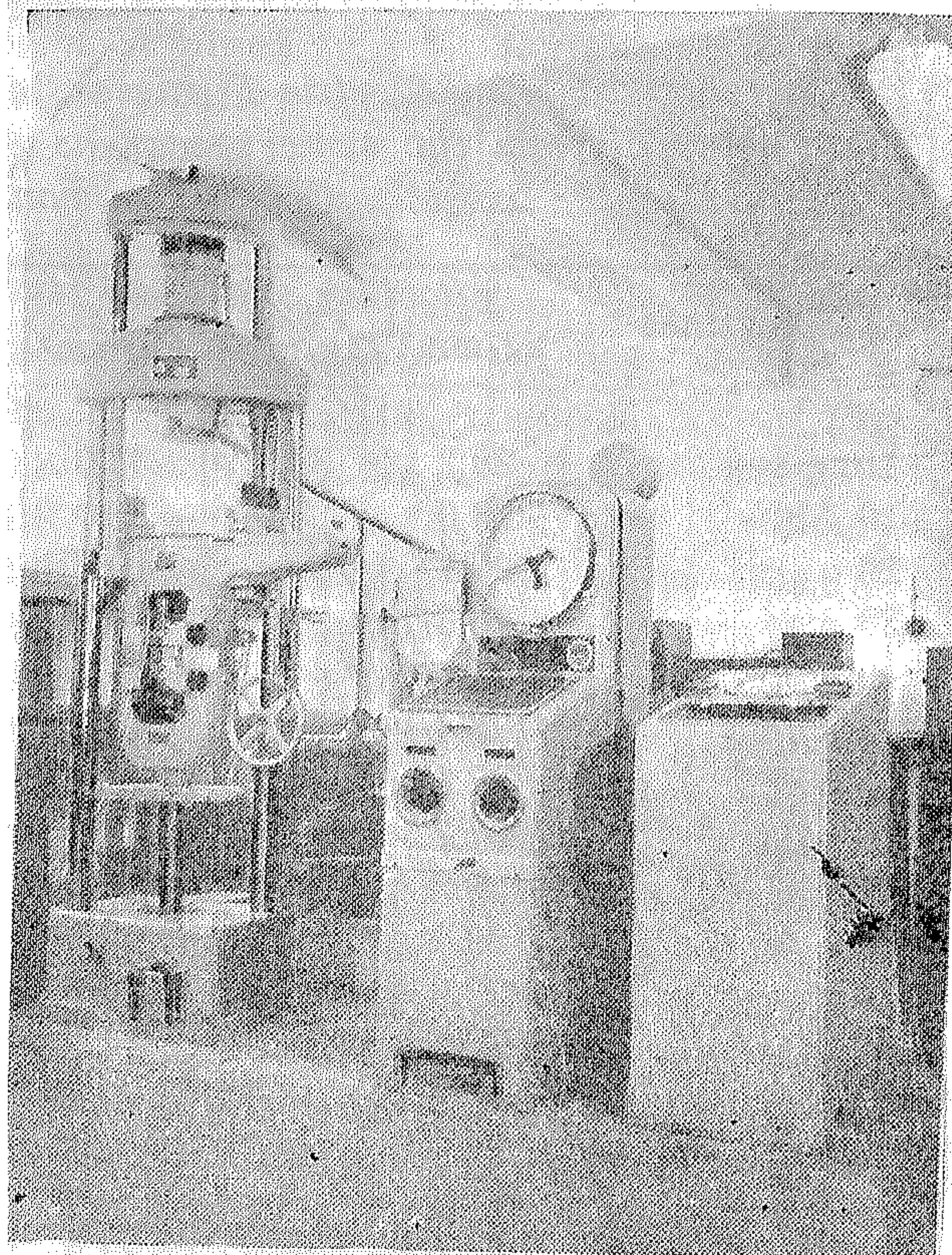


FIG.4.-EFFECT OF AGEING TIME ON THE ELONGATION PERCENT OF THE TESTED STEELS
[ALL SPECIMENS WERE STRAINED TO 8 % AND AGED AT 75 C]



The 40 tons Losenhausenwerk Universal Testing Machine used.

sensitive and reliable criterion of ageing since it is largely independent of grain orientation and specimen surface finish, but dependent on the degree of anchoring of dislocations.

The above observations represent the general tendency for all steels used; however, they vary in magnitude from one type to another. The rates of changes mentioned above are greatest for the basic Bessemer steel used. The ageing index for Bessemer steel when fully aged is 5.2 kg/mm² whereas the corresponding value for Open Hearth and Electric Furnace steels is 6 and 6.2 kg./mm² respectively. These results indicate that although the Bessemer steel tested has the quickest rate of ageing it, has the least ageing index when fully aged.

The maximum increase in ultimate strength due to ageing reaches 15.5 % for Bessemer steel over that of annealed steel, while it reaches 11.8 % for Open Hearth steel and 12.1 % for Electric Furnace steel.

The fall in ductility (fig. 4) of Bessemer steel, when fully aged, is 6.1 % whereas the similar value for Open Hearth and Electric Furnace steels is 8.1 % and 7.8 % respectively.

It may be of interest to compare the results obtained from the tests carried out in this investigation on locally produced low-carbon steels, with the results obtained from similar tests carried out on similar grades of steels produced abroad. One of these researches is the preliminary investigation made by Jones and Coombes (29) which is represented graphically and given in terms of following functions :

1. $\frac{Y_1 - L}{L} \times 100$ as a measure of the increase in yield strength.

2. $\frac{U - L}{L} \times 100$ as a measure of the increase in ultimate strength.

3. The percentage elongation as a measure of ductility. The comparison mentioned above is presented in table IV.

Table III-c

Results obtained from Electric Furnace Steel specimens strained to 8 %, together with those obtained from the same specimens when stressed to fracture after ageing at 75°C. (The given symbols refer to fig. 1)

Ageing time	Y_n kg/mm²	L kg/mm²	Y_2 kg/mm²	Y_1 kg/mm²	U kg/mm²	Y_2-L kg/mm²	Y_1/U	Elong. %
Annealed	28.2	38.0	38.0	38.0	41.7	0.0	0.915	37.0
10 Mins.	28.0	38.0	38.0	38.0	41.7	0.0	0.915	38.2
20 ,,	27.7	39.4	39.6	39.6	41.8	0.2	0.945	36.8
30 ,,	26.6	38.5	40.5	39.6	42.0	2.0	0.945	36.8
40 ,,	31.4	44.8	48.1	47.0	48.7	3.3	0.965	33.3
1 Hour	28.4	39.6	43.0	42.7	44.5	3.4	0.96	35.8
2 ,,	27.2	38.5	43.0	43.0	44.5	4.5	0.97	30.3
3 ,,	27.2	38.7	44.0	43.6	45.2	5.3	0.965	29.0
4 ,,	30.0	40.0	46.0	45.6	47.7	6.0	0.957	29.0
8 ,,	29.4	40.2	45.8	45.3	46.75	5.6	0.970	31.2
16 ,,	28.0	38.5	44.7	43.6	46.75	6.2	0.935	29.0
1 Day	26.6	38.5	44.7	44.0	46.7	6.0	0.945	27.6
2 ,,	28.4	38.0	44.8	43.0	46.75	6.8	0.925	29.0
3 ,,	28.9	39.6	45.2	45.2	48.7	5.6	0.930	29.2
4 ,,	26.6	38.0	44.2	43.0	46.75	6.2	0.925	30.2
6 ,,	26.9	38.2	44.3	43.2	46.75	6.1	0.930	28.8

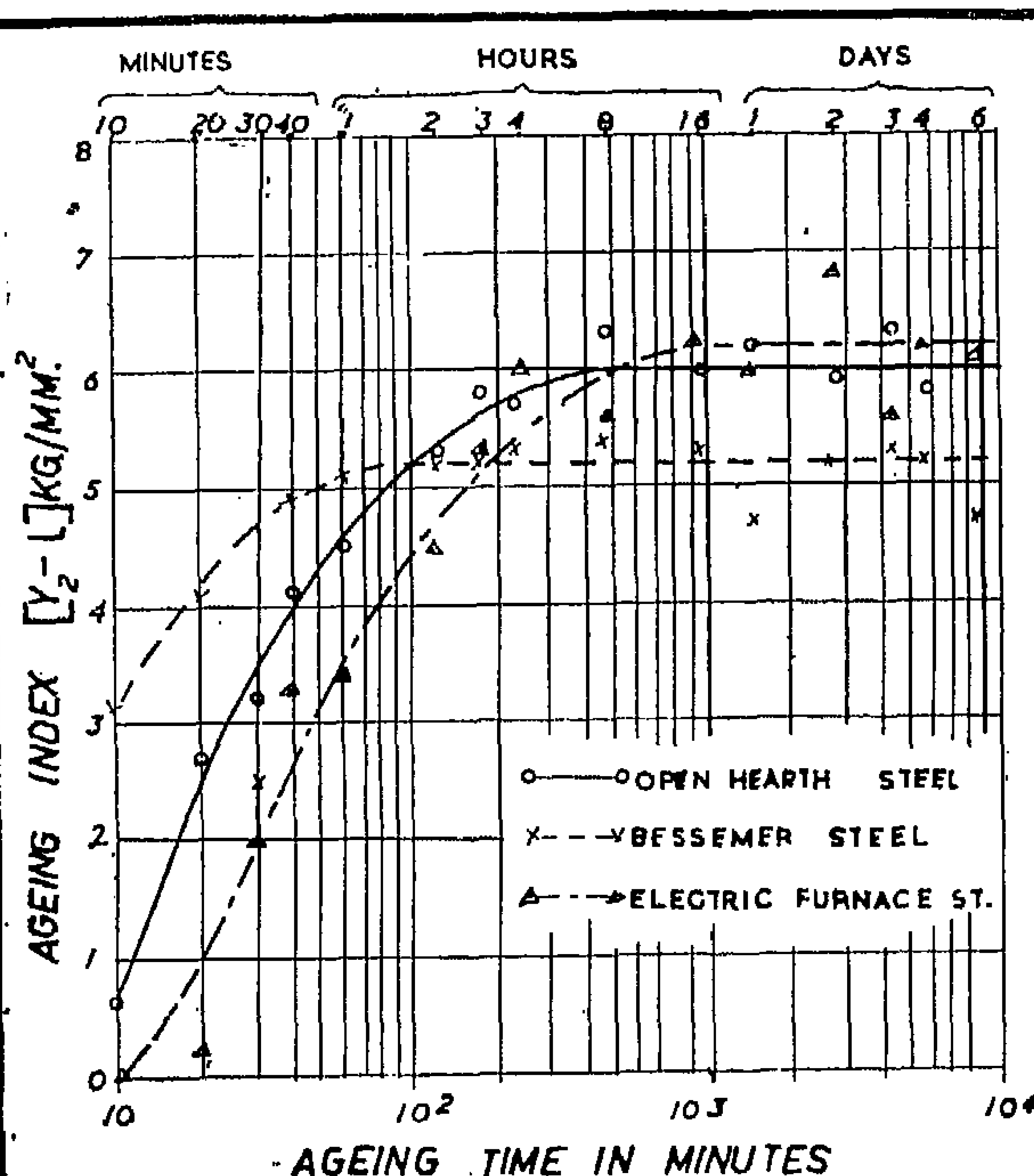


FIG.2.-EFFECT OF AGEING TIME ON THE AGEING INDEX OF THE TESTED STEELS.

[ALL SPECIMENS WERE STRAINED TO 8% AND AGED AT 75°C.]

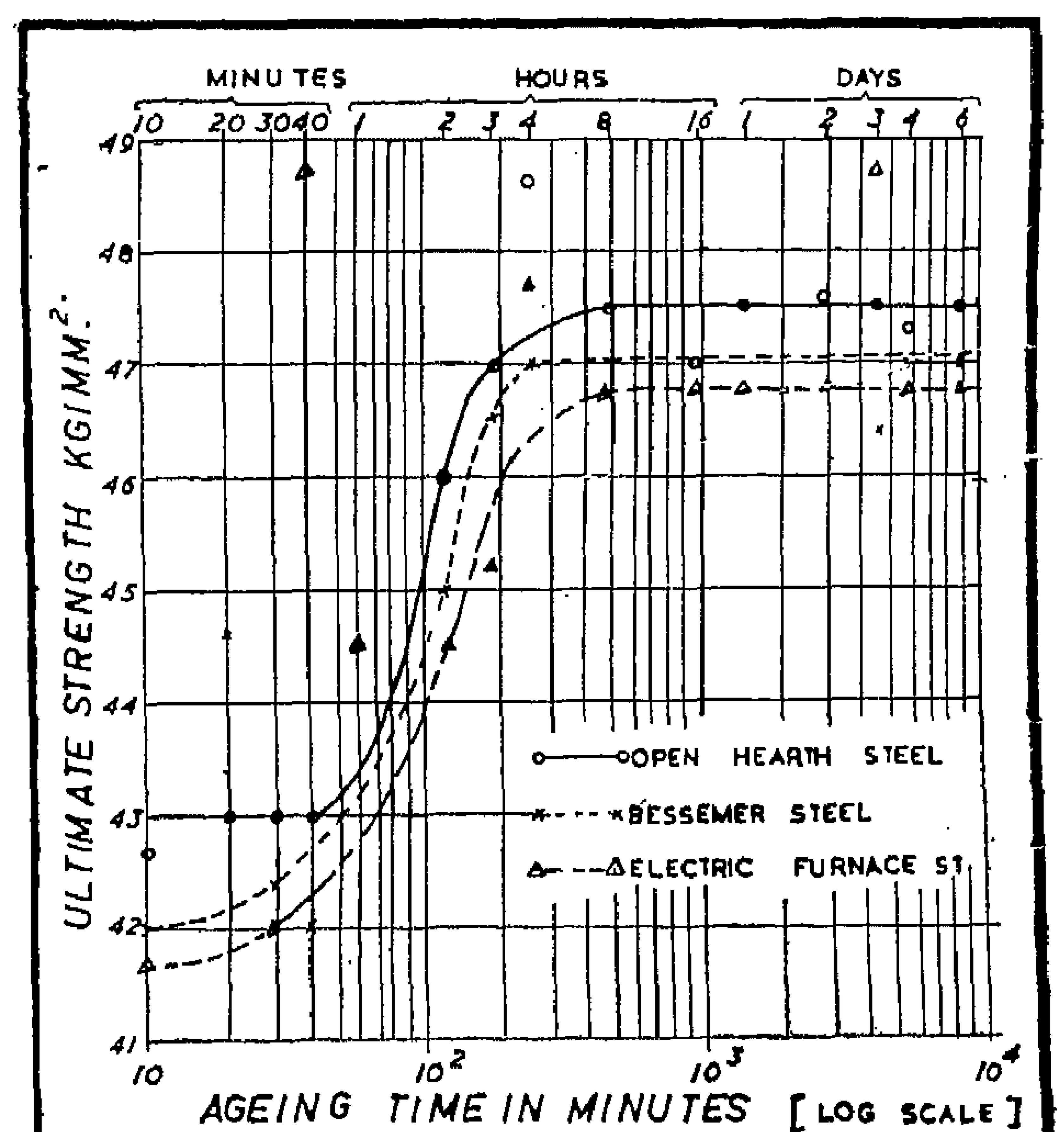


FIG.3.-EFFECT OF AGEING TIME ON THE STRENGTH OF THE TESTED STEELS

[ALL SPECIMENS WERE STRAINED TO 8 % AND AGED AT 75 °C]

TABLE III-a

Results obtained from open Hearth Steel specimens strained to 8 %, together with those obtained from the same specimens when stressed to fracture after ageing at 75°C. (The given symbols refer to fig. 1)

Ageing time	Y_0 kg/mm²	L kg/mm²	Y_2 kg/mm²	Y_1 kg/mm²	U kg/mm²	Y_2-L kg/mm²	Y_1/U	Elong. %
Annealed	28.3	39.0	39.0	39.0	42.9	0.0	0.918	36.5
10 Min.	28.3	39.0	39.6	39.6	42.7	0.6	0.925	36.7
20 ,,	29.4	39.0	41.7	40.8	43.0	2.7	0.95	36.5
30 ,,	28.3	38.6	41.8	41.8	43.0	3.2	0.973	35.3
40 ,,	28.5	38.6	42.7	41.8	43.0	4.1	0.973	39.9
1 Hour	28.8	40.0	44.5	44.2	44.5	4.5	0.993	28.5
2 ,,	27.7	39.8	45.5	44.8	46.0	5.3	0.975	27.3
3 ,,	28.8	40.0	45.8	44.5	47.0	5.8	0.95	28.5
4 ,,	29.4	39.9	45.6	45.6	48.6	5.7	0.94	25.2
8 ,,	28.8	39.0	45.3	44.2	47.5	6.3	0.935	28.5
16 ,,	27.2	38.0	44.0	42.7	47.0	6.0	0.91	28.5
1 Day	27.7	38.6	44.8	43.4	47.5	6.2	0.915	31.0
2 ,,	28.8	38.6	44.5	44.0	47.6	5.9	0.925	28.5
3 ,,	29.4	40.0	46.3	45.3	47.5	6.3	0.95	27.6
4 ,,	28.3	38.6	44.2	43.6	47.3	5.8	0.922	28.5
6 ,,	27.7	38.6	44.6	43.6	47.5	6.0	0.922	29.3

N.B.—1. The stresses were calculated by dividing the corresponding loads by the original cross-sectional area.
2. The elongation percent was calculated on the basis of a gauge length of 75 mm. (L/D = 5).

TABLE III-b

Results obtained from Bessemer Steel specimens strained to 8 %, together with those obtained from the same specimens when stressed to fracture after ageing at 75°C. (The given symbols refer to fig. 1)

Ageing time	Y_0 kg/mm²	L kg/mm²	Y_2 kg/mm²	Y_1 kg/mm²	U kg/mm²	Y_2-L kg/mm²	Y_1/U	Elong. %
Annealed	26.6	36.7	36.7	36.7	40.7	0.0	0.90	36.0
10 Mins.	26.0	37.1	40.2	39.7	42.0	3.1	0.945	36.7
20 ,,	27.2	39.0	43.1	42.7	44.6	4.1	0.96	36.5
30 ,,	28.3	38.5	41.0	40.8	42.4	2.5	0.965	36.0
40 ,,	26.0	36.5	41.4	40.5	42.0	4.9	0.965	31.3
1 Hour	28.9	39.4	44.5	44.5	47.0	5.1	0.948	28.0
2 ,,	23.8	35.6	40.8	40.5	45.0	5.2	0.901	30.3
3 ,,	27.2	39.0	44.2	42.2	46.5	5.2	0.91	30.3
4 ,,	24.4	36.5	41.8	41.4	47.0	5.3	0.88	31.6
8 ,,	23.0	34.0	40.0	38.5	45.0	5.4	0.855	30.5
16 ,,	27.7	39.7	45.0	44.5	51.0	5.3	0.872	29.9
1 Day	24.6	36.7	41.4	41.0	47.0	4.7	0.872	30.7
2 ,,	24.4	36.7	41.8	41.4	47.5	5.2	0.875	30.3
3 ,,	25.0	36.7	42.0	40.5	46.4	5.3	0.872	32.0
4 ,,	26.0	35.6	40.8	40.5	47.0	5.2	0.865	30.6
6 ,,	26.3	36.7	41.4	41.0	47.0	4.7	0.865	30.5

A. *Effect of Ageing Time on the Stress-Strain Properties.*

Testing procedure and results.

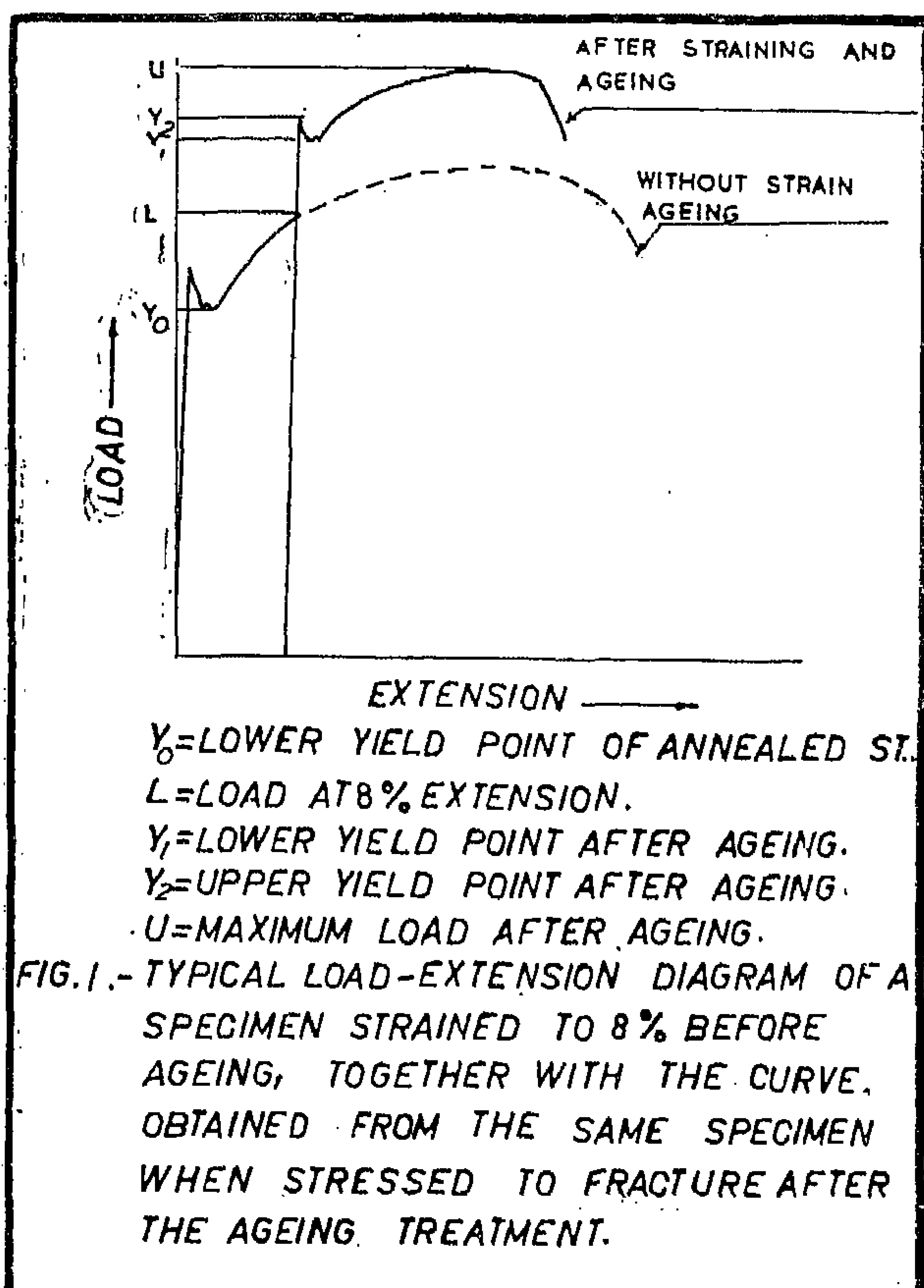
The annealed steel specimens were prestrained to 8 % in a 40 tons Losenhausenwerk Universal Testing Machine and aged for periods varying from 10 minutes to six days at 75°C. The value of prestrain used (the 8 %) was found to be sufficient to exceed the yield point and to ensure a homogeneously strained specimen. Ageing was accomplished at 75°C, because at this temperature the rate of ageing was found to be quick enough for practical purposes, and at the same time, not so rapid as to make small variations of ageing important to any considerable extent. Applying the equation suggested by Hundy (27) which gives a relation between the ageing time at room temperature and that at a higher temperature it was found that the range of ageing time used (from 10 mins. to 6 days at 75°C) is equivalent to a range of ageing times varying from one day to two years at a room temperature of 25°C. The strain rate was kept constant, during the elastic stage, at a relatively low value (0.025 mm/mm/min.). After ageing to the predetermined period, the specimen was cooled and restressed immediately to fracture.

Fig. I shows a typical load-extension diagram of a steel specimen strained before ageing to a value equal to 8 % together with the curve obtained from the same specimen when stressed to fracture after the ageing treatment. It is to be noticed that after ageing the lower yield point Y_1 has a higher value than the load L corresponding to 8 % strain. Moreover, the maximum load after ageing is also higher than that of an unaged specimen.

Table III-a, III-b, and III-c give the results obtained from the load-elongation diagrams of specimens made of the three types of steel used, when strained to 8 %, together with the results obtained from the curves drawn for the same specimens when stressed to fracture after ageing at 75°C for the given ageing time.

It can be inferred from the results given in tables III-a, III-b, and III-c, and the curves shown in figures 2, 3, and 4, that the effect of increasing the ageing time of strained steels at a temperature of 75°C is, *in general,* a return of the yield point, a gradual increase in yield strength, and ultimate strength, and a decrease in percentage elongation. However, an ageing time of ten minutes only was sufficient to cause the yield point to reappear in the load-extension diagram of the different steels tested. Nevertheless, the yield point after such a short ageing period is not so intensive as it is after a longer ageing periods where the difference between the upper and lower yield stresses as well as the yield point elongation becomes larger.

The increase in yield strength (Y_2-L) caused by ageing (fig. 2) is called the ageing index (28). This index may be considered a



Y_0=LOWER YIELD POINT OF ANNEALED ST.
L=LOAD AT 8 % EXTENSION.
Y_1=LOWER YIELD POINT AFTER AGEING.
Y_2=UPPER YIELD POINT AFTER AGEING.
U=MAXIMUM LOAD AFTER AGEING.

FIG. I.- TYPICAL LOAD-EXTENSION DIAGRAM OF A SPECIMEN STRAINED TO 8 % BEFORE AGEING, TOGETHER WITH THE CURVE OBTAINED FROM THE SAME SPECIMEN WHEN STRESSED TO FRACTURE AFTER THE AGEING TREATMENT.

CHAPTER II

EFFECT OF STRAIN AGEING ON THE STATIC PROPERTIES OF LOW CARBON STEELS

Material Used.

The materials used for the preparation of the test specimens are three hot rolled low-carbon steels in the form of round bars 1 inch diameter, produced by the following processes.

I. Open Hearth process.

II. Basic Bessemer (Thomas) process.

III. Electric Furnace process.

The chemical analyses of these steels is given in table I.

TABLE I

Chemical Analyses of the Steels Tested in Percentage by Weight.

Type of steel	C	Si	Mn	P	S	N
I	0.09	0.18	0.56	0.045	0.109	0.007
I I	0.05	trace	0.45	0.039	0.019	0.015
III	0.10	0.11	0.58	0.079	0.052	0.008

All steels were annealed, before testing, at 900°C for a period of two hours and then furnace cooled. Table II gives the mechanical properties of the annealed steels used in the present investigation.

TABLE II

The Mechanical Properties of the Annealed Steels used in the present investigation.

Type of steel	Upper yield stress kg/mm²	Lower yield stress kg/mm²	Ultimate stress kg./mm²	Elong. % on 75mm. G.L.	Hardness V.H.N.
I	34.0	28.3	42.5	36.5	167
II	28.8	26.6	40.7	36.0	192
III	32.0	28.2	41.3	36.0	172

N.B.—Each value given in the above table is the mean of three values except hardness value which is a mean of nine values.

iv. *Hot tensile testing at 205°C* (19).

A steel susceptible to strain-ageing was shown to have an increased strength at this temperature, as compared with that at room temperature, whereas a stabilised or non-ageing steel has a reduced tensile strength under the same condition.

However, it has been noticed that the effects of strain-ageing on the tensile, hardness, and impact properties of low-carbon steels were known many years ago, and were the subject of many investigations since then. On the other hand the effect of ageing on these steels when subjected to repeated loading was not known until the last few years and, consequently, a very limited number of investigations has been published on this subject.

It is known that fatigue damage is a relatively long time phenomenon during which plastic deformation occurs in highly localized regions. Therefore, it is to be expected, that if a material is capable for strain-ageing it will do so in those deformed regions when subjected to repeated loading. However, the behaviour of some materials, under certain conditions of repeated loading, has been attributed to the ageing of strained portions of the material. For example, the effect of understressing on the fatigue life of the material has been investigated by many research workers and experts in the field. Some of them, as Epremian and Mehl (20), are of the opinion that the method of test is really a system of selecting the stronger members of a group of specimens. Other research workers such as Kommers (21) explained the understressing effect as being a result of mild cold working which strengthens the material and, therefore, increases the life of the material at higher stresses.

However, Sinclair (22) presented positive evidence of the existence of a coaxing* effect in certain cases. The materials that showed coaxing effects in his tests were unaged ingot iron and two steels ; all of which have a ferrite matrix and are susceptible to strain-ageing. Materials not showing coaxing effects were annealed 70-30 brass which does strengthen by work hardening, 75S-T_6 which is an aluminium alloy capable of a little work hardening but no further ageing, and strained and aged ingot iron.

Another evidence for the effects that ageing may have on the fatigue properties of some materials, may be the effect of rest periods on its fatigue life. Bollenrath and Cornelius (23) reported that there were no effects to be observed from rest periods when using alloy steels. Nevertheless, Daevas, Gerold and Schulz (24) stated that for steels in which free ferrite is present, an increase in life takes place when rested. Cazaud quotes the work by Karuis (25) which also suggests that there is a slight increase in life as a result of rest periods.

Moreover, Levy and Sinclair (26) carried out series of experiments with the object of work specially aimed at investigating the behaviour of low-carbon steels under fatigue loading at elevated temperatures. They have found that a peak value of the number of cycles before failure takes place at about 450°F. (@ 230°C). However, subsequent tests established that the magnitude of the observed peak depended on the amount of carbon and nitrogen in solid solution. Thus such an effect was considered as a strain ageing effect which takes place during the course of the test.

*Coaxing is a type of progressive understressing.

CHAPTER I

HISTORICAL DEVELOPMENT

The effects of ageing of low-carbon steels after various methods of straining have been known since about 1880, but the subject has been given special interest during the last 20 years owing to its significance in the application of steel sheet in cold pressing and deep drawing operations which increased rather enormously during this period. However, the trouble is not confined to flat rolled products since the comparative embrittlement of mild steel after cold work and storage, is also found in such products as wire and cold drawn bars. Nevertheless, when annealed low-carbon sheet steel is deep-drawn strain lines, known as "stretcher strains" sometimes appear on the surface. These "stretcher strains" result from nonhomogeneous plastic deformation as the steel is stretched. In a tension test specimen, this localised deformation is correlated with the appearance of, double yield point, the yield point elongation, and the formation of luders bands.

Temper-rolling is a common commercial method of eliminating or reducing the severity of yield point phenomenon in sheet material. In general, the load-elongation diagram for a freshly strained specimen, either by temper-rolling or stretching in tension, is smooth, i.e., without definite yielding. During the storage of some steels after straining, however, a gradual return of the yield point phenomenon is observed together with an increase in strength and a decrease in ductility.

Many researches were carried out to investigate these effects, and the majority of the published work on the effects of strain-ageing has covered the following treatments :—

i. *Temper-rolling followed by normal ageing at room temperature or at a higher temperature up to 250°C.* (7, 8, 9, 10, 11).

As an example which may be considered in detail is the invesigation carried out by Jones and Owen-Barnett (7), who investigated the ageing characteristics of rimming and killed basic Open Hearth and basic Bessemer steels subsequent to temper-rolling. Ageing these steels at room temperature for periods up to 3 years has been compared with artificial ageing at higher temperatures up to 250°C. Moreover, ageing at lower temperatures was also investigated and an appreciable retardation of ageing was recorded specially in the case rimming steels which were particularly stabilised after storage at 15°C.

ii. *Temper-rolling followed by ageing, but with changing, the test condition, i.e., srain rate and testing temperature* (12, 13).

Fisher, Carlson, and Landford (12) carried out tension tests on a temper-rolled steel and found out that the increase of strain rate as well as the increase of ageing time led to a rise in the front of stress-strain curve, and to an increase in the magnitude of the yield point elongation.

Moreover, it was shown by McDonald, Carlson and Lankford (13), that the reappearance of a yield point in a carbon steel specimen during a tension test after temper-rolling, and which may be taken as an indiclation of the susceptibility of the material to ageing is, more or less, dependent on the testing conditions.

iii. *Tensile straining between 6 % and 10 % of the gauge length followed by ageing* (14, 15, 16, 17, 18).

Most annealed steels require a minimum of 6 % elongation by tensile straining to remove the yield point whereas this is affected, in case of temper-rolling, by 1-2 % cold reduction. Ageing tests made on various steels after tensile straining showed that the rate of ageing at room temperature was much greater than after temper-rolling.

EFFECT OF STRAIN AGEING ON THE MECHANICAL PROPERTIES OF LOCALLY PRODUCED LOW CARBON STEELS

By

Dr. AHMED A. EL-ERIAN,
Asst. Prof., Faculty of Engineering, Cairo University,

Dr. YEHIA KABIL
Lecturer, Faculty of Engineering, Cairo University

and

Eng. MAMDOUH M. ABO EL-ATA
Asst. Researcher, National Research Center

INTRODUCTION

The strain-ageing phenomenon is considered one of the most important persistent problems which faces engineers in the use of low carbon steels in many industrial applications. Strain-ageing may be briefly defined as the changes which occur with time in the physical and mechanical properties of strained low-carbon steel. These changes cause a reduction of ductility and toughness, and at the same time lead to an increase in ultimate strength, yield strength and hardness.

Nevertheless, strain-ageing effects are unfavourable specially for those processes in which maximum formability is required, such as the application of steel sheet and strip in cold pressing and deep-drawing operations. It is also unfavourable for welding processes where it is necessary, in most cases, to have a ductile strong joint equal in properties to the parent material.

The last twenty years have witnessed many researches carried out with the aim of explaining the strain-ageing phenomenon (**1, 2, 3, 4, 5, 6**)[1] and comparing the ageing effects observed on low-carbon steels produced by different methods (**7**). From the results and conclusions of these researches it can be inferred that these effects vary considerably with the method of production of the steel. Such effects were found to be greatest for Bessemer steel and were attributed to its higher nitrogen and phosphorous contents.

Nevertheless, economic factors may favour the use of a certain method of production ; for example, here in the United Arab Republic, although low-carbon steels are produced by the three known methods, namely, the Basic Bessemer (Thomas), the Open-Hearth, and the Electric Furnace processes, the greater part of the total amount is produced by the Bessemer method.

Keeping the above mentioned factors in mind, together with the fact that the strain-ageing effects are not determined by direct routine tests, but rather by a series of tests and researches which necessitate a comparatively long time, it was found of major importance to carry out such tests on different locally produced steels to supply engineers with data and information that may be of help in the proper selection and correct design of machine and structural elements.

---

[1]The boldface numbers in parentheses refer to the list references appended to this paper.

Values of the maximum induced camber, however, at the tip may reach as high as 35% when compared to those obtained for the moderately loaded condition, fig. (23).

8. The application of heavily loaded condition results in slightly hollow profiles particularly near the tip of the propeller blade. A reduction in pitch could be recommended in order to reduce the cavitation criteria and retard the appearance of tip vortices.

Hollow blade section have showed in the past some unfavourable results in the backing condition of marine propellers, however, the application of the B-Method in heavily loaded condition does not result in such high values of camber.

BIBLIOGRAPHY

[1] LERBS, "An approximate theory of heavily loaded, free running propellers in optimum condition", Transaction of the S.N.A.M.E., Nov. 1950.

[2] LOSCH, "Calculation of the induced efficiency of heavily loaded propellers having infinite number of blades", Technical Memorandum, No. 884.

[3] SHULTZ, "The ideal efficiency of optimum propellers having finite hubs and finite number of blades". Transaction of the S.N.A.M.E., July, 1957.

[4] SANDERS, Hydrodynamics in ship design", Transaction of the S.N.A.M.E. Volume I.

[5] D. J. DOUST and T. P. O'BRIEN, "Resistance and propulsion of Trawlers". Transaction of the North-East institution. Volume 75, 1959.

[6] HELMBOLD, "The numerical calculation of a screw propeller based on Betz-Prandtl's Vortex Theory". Werft Reederi, Hafen, 1926.

[7] H. E. Rossell and L. B. Chapman, "Principles of naval architecture". Transaction of the S.N.A.M.E., Volume II, 1939.

[8] LERBS, "Moderately loaded propellers with finite number of blades and an arbitrary distribution of circulation". Transaction of the S.N.A.M.E., Volume 60, 1952.

[9] IWASAKI, "Vortex theory of an air-screw in consideration of contraction or expansion of slipstream and variation of pitch of vortex sheet in it". Report of Research Institute, Kyushu University, Volume VII, Number 27, 1959.

[10] Van Lammeren, "Resistance, Propulsion and steering of ships". A manual for designing hull forms, propellers and rudders, Volume II.

[11] TACHMINDII, "The axial velocity field of an optimum infinitely bladed propellers". Transaction of the S.N.A.M.E. January, 1959.

[12] HAYASHI, K., "Advanced functional table", Iwanami, Tokyo, 1941.

[13] KORVIN KROUKOVSKY, "On the propeller-hull interaction". T.M., Number 114, June 1956.

[14] HILL, "The design of propellers", Transaction of the S.N.A.M.E., Volume 57, 1949.

[15] VAN MANEN, "Fundamentals of ship resistance and propulsion". Publication Number 132 a of the N.S.M.B. Part B, Rotterdam.

[16] ECKHARDT, M. K., Lieut.-Commander, U.S.N., and MORGAN, M. B., "A propeller design method", Transaction of the S.N.A.M.E. Volume 63, 1955.

[17] BAHGAT, F., "Propeller Curvature of flow", The International Shipbuilding Progress, Holland.

[18] BAHGAT, F., "Induced velocity diagrams for marine propellers", Proceedings of the Engineering Societies, U.A.R. Volume I, Number 2, 1962.

[19] STRASSL, "Camber correction for screw propellers", Map. Voelkerode, REF, MAPVG 90-T, 1945.

[20] BURRILL, "Propeller cavitation, the physical mechanism and effects on ship performance", Paper of the Greenock Philosophical Sociey, January, 1955.

CONCLUSIONS

1. The case of heavily loaded marine propellers was first defined by limiting curves given on figs. (1-4), to be used in the determination of the heavily loaded condition.

2. Deduced formulae of the circulation theory for application to the case of heavily loaded marine propellers were presented.

3. The theoretical axial induced velocity fields, given for the moderately loaded case under optimum loading condition, were re-calculated, taking into consideration the effect of both the contraction of the slipstream as well as the centrifugal forces. These new values were tabulated and graphically plotted for direct use when calculating the axial induced velocity diagrams of heavily loaded propellers under the optimum loading condition.

4. The theoretical work for the determination of the axial induced velocity of moderately loaded propeller under optimum loading condition was extended for the determination of the tangential induced velocity fields, the result is graphically shown on figs. (14-18).

Since these values do not change in both moderately and heavily loaded conditions then, it is justified to use the extended work of the tangential induced velocity for the heavily loaded propellers.

5. The application of B-Method in the heavily loaded condition, showed in geneeral, higher cambers near the root than those obtained by the application of the LERBS LUDWIEG GINZEL Method which even rendered negative cambers in certain cases, fi. (22).

6. Comparing the maximum induced camber at mid-chords, it was found that the application of B-Method in heavily loaded condition.

7. While comparing the results obtained by the application of B-Method under both the heavily and moderately loaded condition on three different propellers in a radial direction, it was found that the application of the heavily loaded showed higher cambers increasing from about the 0.7 Radius section till the tip of the blade.

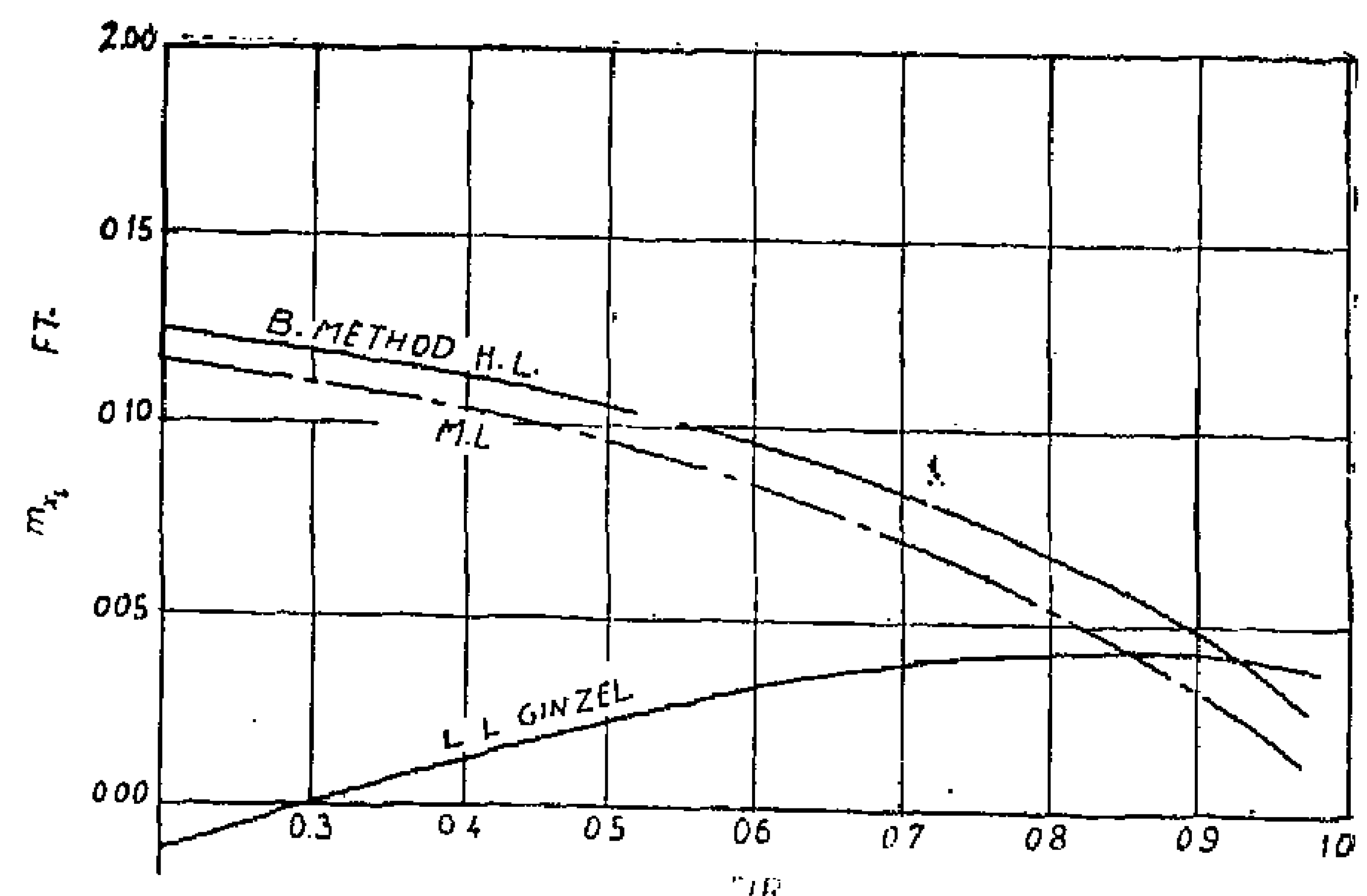


Fig. 22

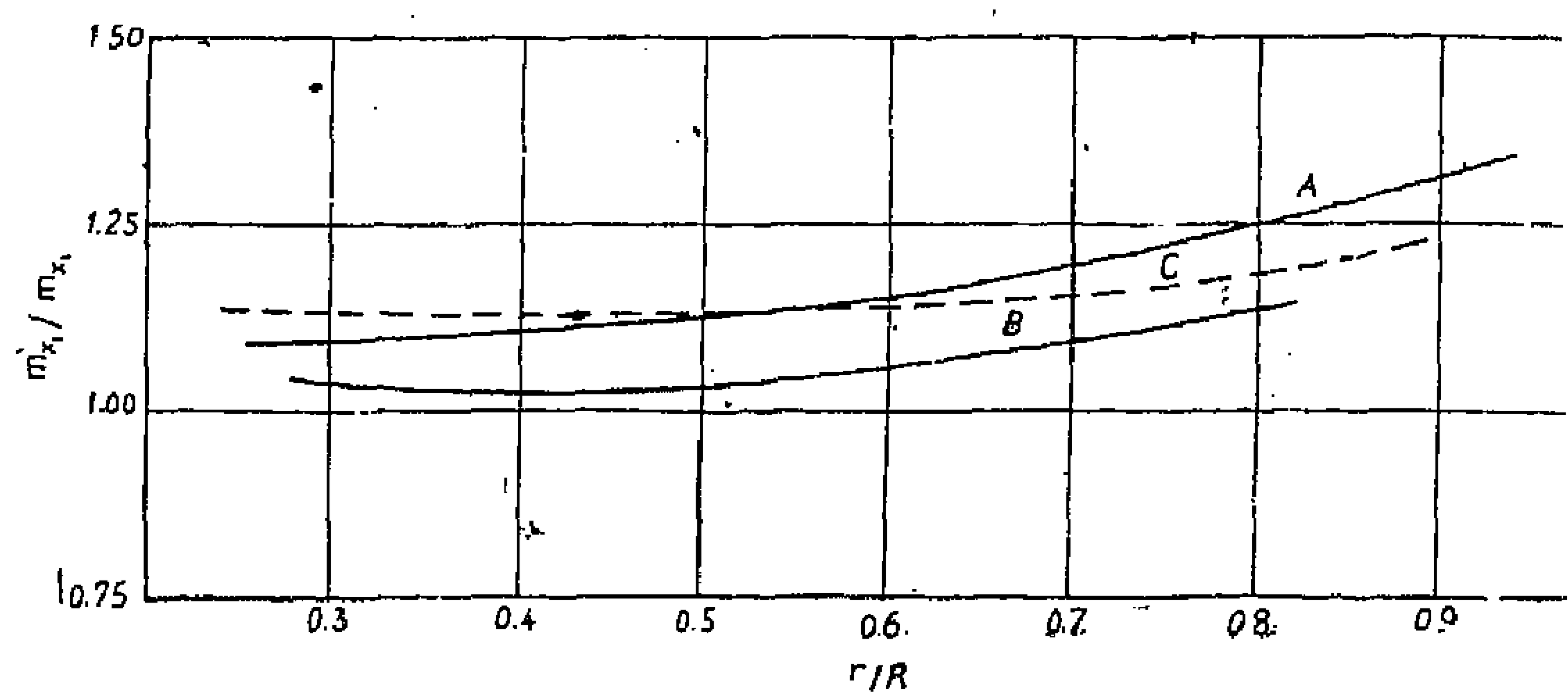


Fig. 23

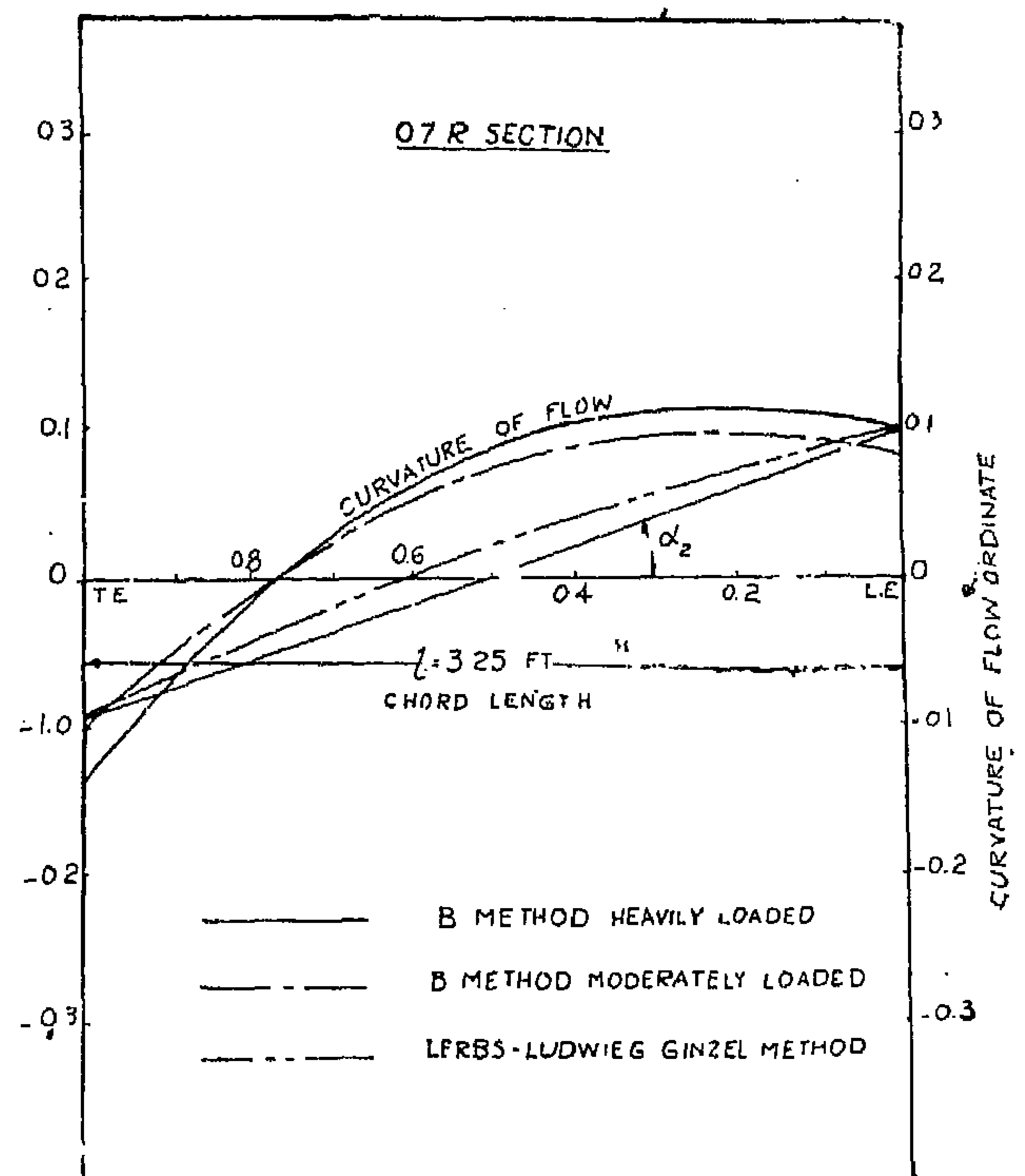


Fig. 24

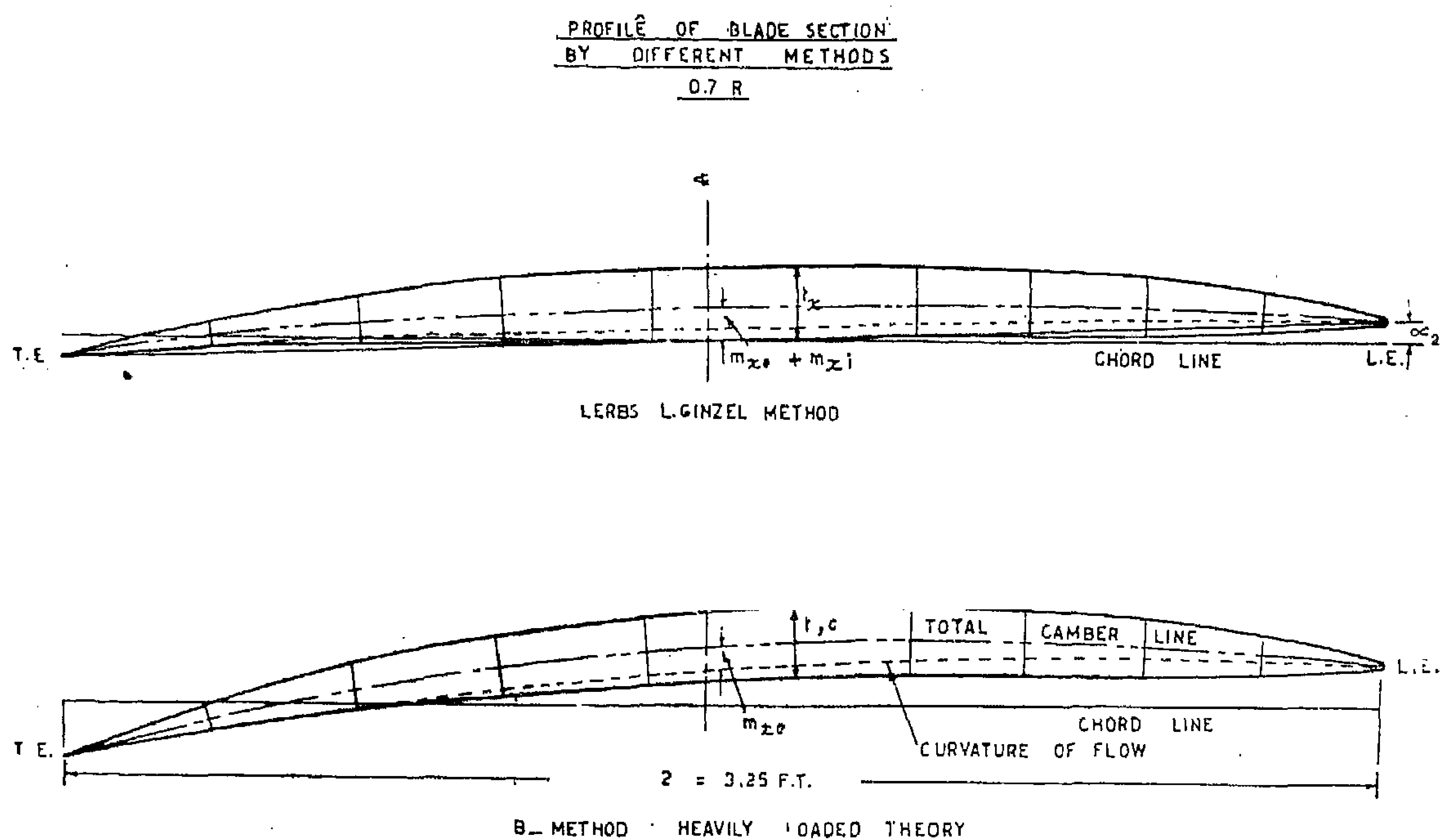

PROFILE OF BLADE SECTION
BY DIFFERENT METHODS
0.7 R
T.E.
CHORD LINE
L.E.
LERBS L.GINZEL METHOD
TOTAL CAMBER LINE
CHORD LINE
CURVATURE OF FLOW
2 = 3.25 F.T.
B_ METHOD HEAVILY LOADED THEORY

Fig. 20

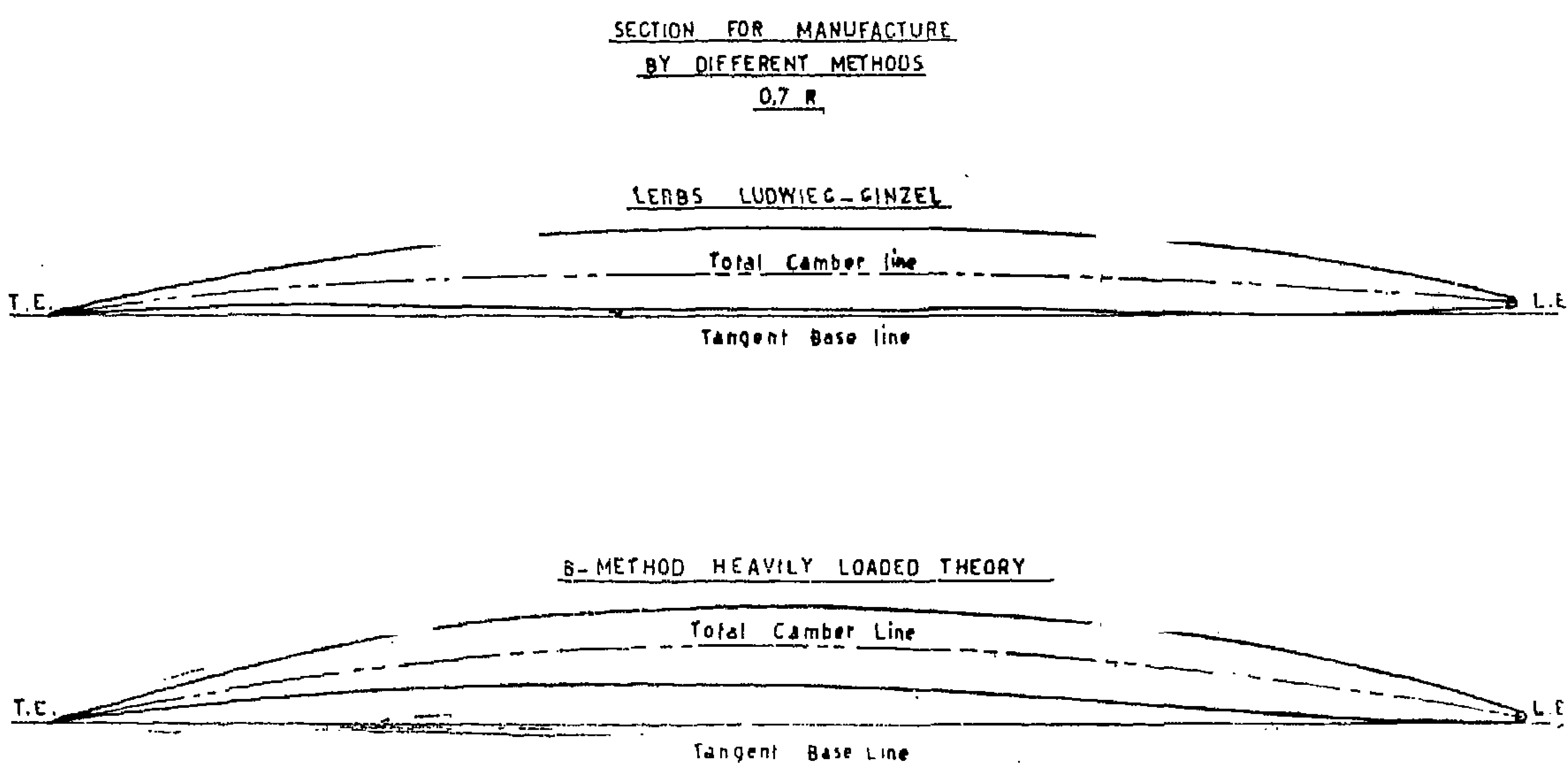

SECTION FOR MANUFACTURE
BY DIFFERENT METHODS
0.7 R
LERBS LUDWIEG-GINZEL
Total Camber line
T.E.
L.E
Tangent Base line
B-METHOD HEAVILY LOADED THEORY
Total Camber Line
Tangent Base Line

Fig. 21

mum effective camber m_{xe} could be obtained at the shock free-entrance condition, using the incipient cavitation chart of the selected type of blade section, fig. (19). Its distribution along the chord length will be considered as a circular are mean line [16].

The design of the mentioned blade section is made by two different methods to show the sequence of such designs and to differentiate between the profiles when designed according to each of the following methods :—

(1) *B-Method.*

The curvature of flow ordinates are obtained as explained before when adding to them the effective camber ordinates, the distribution of the total camber line along the chord length could be determined for the given blade section. It will be considered as the line of symmetry for this blade section, along which the different thickness will be normally distributed at their respective stations as show on fig. (20).

(2) *LERBS LUDWIEG GINZEL Method.*

In this method the curvature of flow was allowed by an additional angle of attack α_2 and the induced camber ordinates. Moreover, the effecitve camber distribution will then added to this camber correction to obtain the total camber line [19], on which the blade section profile will be constructed as before, fig. (20).

The resulting section profiles using different method of calculation has been drawn both by taking the hydrodynamic pitch line as base as well as from manufacture point of view, fig. (21). This design will be similarily repeated for the whole blade sections to find out the reasonable profiles.

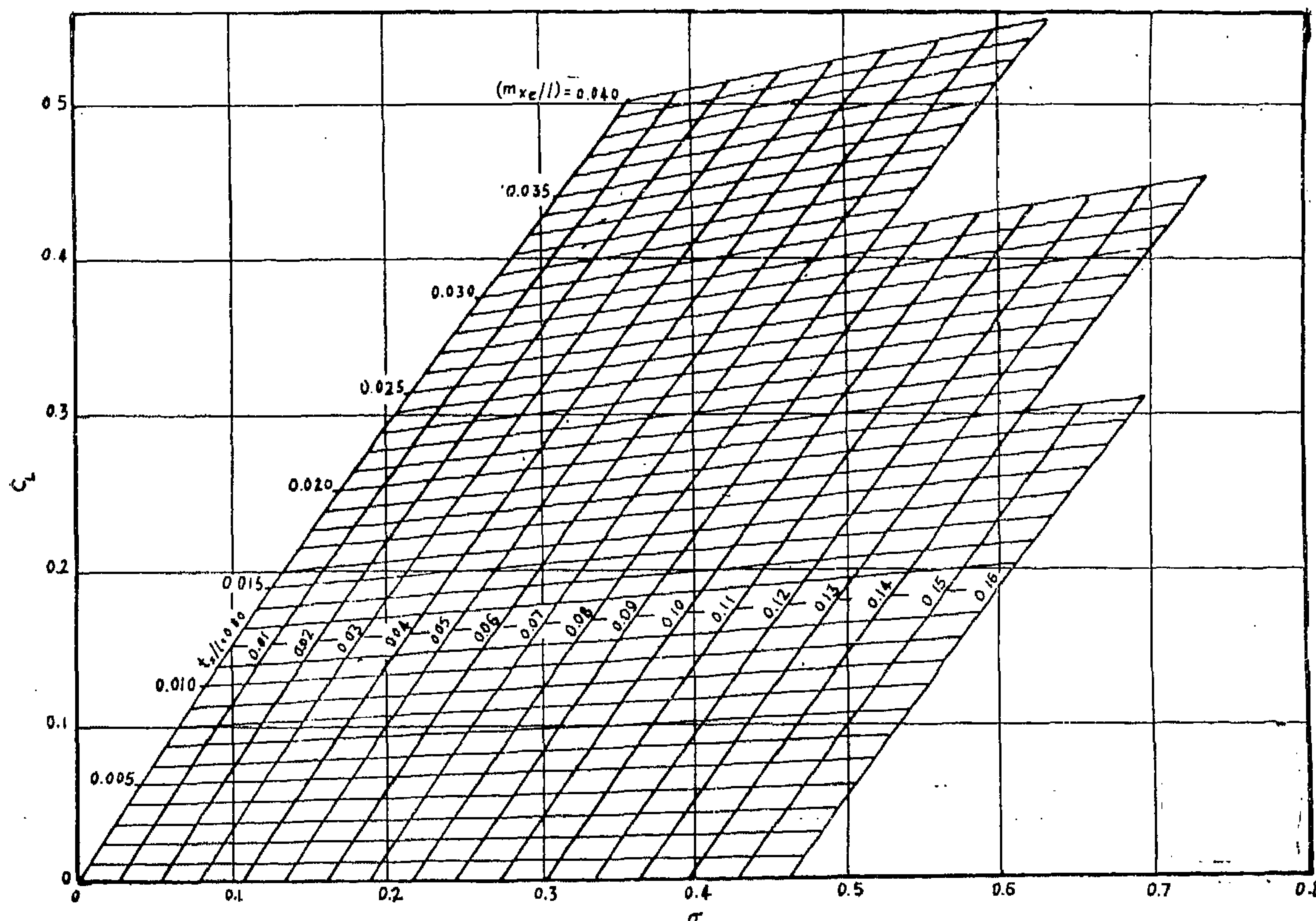


Fig. 19

So that, the lift can be developed either by camber or angle of attack [14], but, this angle is required to be as small as possible, for the reduction of drag forces as mentioned before. Consequently, the required lifting force, developed by each blade section, is preferred to be obtained by a camber line. This will be due to the presence of its effective camber m_{x_0}.

Moreover, all the propeller blade sections operate in a curved flow, hence it is necessary that, each blade section center line must be cambered to the curvature of the streamline in addition to the effective camber required to produce the designed thrust. This correction could be considered as given by LERBS LUDWIEG GINZEL Method [15] and [16], but, it is preferred to be supplied when applying the B-Method [17], to obtain the curvature of flow for each blade section directly.

The distribution of the curvature of flow at any considered blade section, could be computed by the application of the B-Method as given in the following steps :

1. — The Axial and Tangential Induced Velocity Diagrams:

Need was required first for the construction of both the lift line values of $U_a/2$ and $U_t/2$ were calculated from equations (11) and (12) respectively. These values were then multiplied by their respective axial as well as tangential induced velocity factors F_a and F_t as given by table (1) and (2). The resulting calculated values were then plotted in order to construct both the axial and tangential induced velocity diagrams, taking the propeller axis as a reference line. The procedure of constructing these diagrams was previously given in [18]. The lift line values were, however, set at the one quarter chord point, following Weissinger's hypothesis. Both the leading as well as the trailing edges were defined according to the chord data given in [10].

Hence, both the axial and tangential induced velocity at any point along the chord length could be obtained.

2. — The Resultant Induced Velocity Curve:

In order to demonstrate the procedure of constructing such curves, the chord length of the considered section will first devided into ten equal stations, both, the axial and tangential induced velocity component will be drawn as vectors at their respective station on the corresponding hydrodynamic pitch angle β_i. Their values will be lifted from the induced velocity diagrams and thus we are able to obtain the resultant induced velocity curves.

3. — The Curvature Correction:

These curves will be plotted when the graphical integrations are carried out as mentioned in [17]. Also, the curvature camber ordinates along each chord, will be similarily obtained.

4. — The Curvature of Flow:

The algebraic sum of the curvature correction ordinates, to the corresponding curvature camber ordinates, render to the curvature of flow ordinate at each station along the chord length.

A four bladed marine propeller, for a tug boat, was chosen from [1], the same propeller was treated previously in Publication Number 70 of the Dutch Model Tank at Wageningen.

It is found that this propeller fits in the heavily loaded zone discussed previously. So that, a numerical example for the blade section design will be shown for the given heavily loaded case of marine propeller.

The design procedure has been demonstrated for one particular blade section namely the 0.7 radius section. The maximum blade thickness ratio t_x/l and the distribution of thickness along the blade section, could be determined accordng to the systematic screw series, given by [10]. Therefore, the maxi-

$^1/\lambda_i = 5$

$z/_R$ $r/_R$	—0.1	—0.2	—0.3	—0.4	—0.5	—0.6	—0.7
0.2	0.111	0.098	0.089	0.079	0.070	0.064	0.057
0.3	0.162	0.151	0.139	0.128	0.114	0.101	0.091
0.4	0.212	0.202	0.183	0.164	0.145	0.125	0.112
0.5	0.272	0.257	0.236	0.213	0.186	0.162	0.149
0.6	0.332	0.314	0.285	0.255	0.212	0.180	0.163
0.7	0.435	0.398	0.353	0.300	0.248	0.207	0.183
0.8	0.617	0.490	0.406	0.330	0.271	0.233	0.203
0.9	0.793	0.620	0.481	0.371	0.301	0.257	0.226

$^1/\lambda_i = 6$

0.2	0.110	0.097	0.088	0.078	0.069	0.063	0.056
0.3	0.162	0.150	0.138	0.127	0.114	0.101	0.090
0.4	0.212	0.200	0.183	0.164	0.145	0.130	0.112
0.5	0.274	0.259	0.238	0.214	0.187	0.163	0.151
0.6	0.349	0.324	0.296	0.256	0.223	0.190	0.167
0.7	0.438	0.395	0.346	0.290	0.250	0.213	0.190
0.8	0.622	0.496	0.412	0.337	0.278	0.241	0.211
0.9	0.801	0.629	0.491	0.382	0.313	0.269	0.239

The Blade Section Design

The propeller designing procedure is a very important action in ship propulsion. Therefore, the primary objectives in such design is to achieve the maximum possible efficiency and to avoid energy waste by any means. The following main points should be generally taken into account during the design operation :

Each blade section will be selected to have the minimum drag force, this could be generally obtained by the decrease of the maximum blade thickness ratio t_x/l as well as the additional angle of attack, α_2. The drag force could also be decreased when decreasing the chord length, but, there will be a corresponding increase in the blade thickness to maintain the material strength allowable. This will be accompanied by an increase in the critical cavitation index, but, in case of high speed propellers as in Torpedo-Boat, the chord length was usually increased to decrease the possibility of cavitation on the account of the prpoeller efficiency.

A symmetrical body in uniform stream experiences no lift force if its axis of symmetry is parallel to the direction of the flow. Also, a body which is symmetrical about a curved camber line, will experience no lift force if it is placed in a curved flow, provided the camber line exactly fits the streamlines.

If the curvature of the streamlines which it replaces or if the camber line is rotated with respect to the streamline, a lift will be developed.

TABLE (3)

Tangential Induced Velocity Field of an Optimum Propeller

$^{1}/\lambda_{i} = 2$

	—0.1	—0.2	—0.3	—0.4	—0.5	—0.6	—0.7
0.2	0.121	0.108	0.099	0.089	0.080	0.074	0.067
0.3	0.168	0.157	0.145	0.135	0.123	0.110	0.100
0.4	0.212	0.200	0.184	0.166	0.147	0.130	0.115
0.5	0.266	0.251	0.231	0.206	0.179	0.152	0.132
0.6	0.326	0.306	0.276	0.238	0.205	0.167	0.142
0.7	0.414	0.377	0.328	0.275	0.226	0.182	0.154
0.8	0.585	0.455	0.368	0.289	0.238	0.194	0.166
0.9	0.737	0.565	0.427	0.318	0.249	0.205	0.175

$^{1}/\lambda_{i} = 3$

0.2	0.116	0.103	0.094	0.084	0.076	0.069	0.062
0.3	0.164	0.153	0.141	0.131	0.119	0.106	0.095
0.4	0.210	0.198	0.182	0.163	0.144	0.128	0.111
0.5	0.267	0.252	0.231	0.208	0.172	0.158	0.146
0.6	0.350	0.315	0.279	0.245	0.210	0.179	0.151
0.7	0.433	0.385	0.321	0.273	0.230	0.193	0.165
0.8	0.600	0.471	0.386	0.308	0.247	0.208	0.176
0.9	0.772	0.596	0.454	0.341	0.268	0.220	0.186

$^{1}/\lambda_{i} = 4$

0.2	0.113	0.100	0.091	0.081	0.072	0.066	0.059
0.3	0.162	0.151	0.139	0.128	0.116	0.103	0.092
0.4	0.211	0.199	0.183	0.164	0.145	0.138	0.112
0.5	0.270	0.255	0.234	0.211	0.184	0.160	0.148
0.6	0.329	0.318	0.281	0.250	0.217	0.185	0.159
0.7	0.431	0.387	0.348	0.280	0.246	0.201	0.173
0.8	0.609	0.481	0.396	0.319	0.259	0.220	0.189
0.9	0.779	0.604	0.463	0.351	0.279	0.232	0.199

$^{1}/\lambda_i = 3$

$z/_R$ \ $r/_R$	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7
0.2	1.281	1.029	0.834	0. 680	0.559	0.464	0.388	0.327
0.3	1.167	0.937	0.760	0. 621	0.512	0.427	0.358	0.305
0.4	1.126	0.908	0.740	0. 608	0.504	0.423	0.358	0.305
0.5	1.108	0.900	0.738	0. 613	0.512	0.434	0.371	0.319
0.6	1.097	0.901	0.748	0. 631	0.536	0.461	0.398	0.347
0.7	1.091	0.913	0.779	0. 672	0.586	0.513	0.452	0.399
0.8	1.087	0.957	0.860	0. 777	0.701	0.632	0.569	0.511
0.9	1.085	1.171	1.192	0. 160	1.098	1.025	0.948	0.871

$^{1}/\lambda_i = 4$

0.2	1.105	0.881	0.707	0. 575	0.471	0.389	0.325	0.274
0.3	1.069	0.855	0.691	0. 563	0.464	0.386	0.324	0.274
0.4	1.059	0.855	0.696	0. 572	0.473	0.397	0.336	0.286
0.5	1.051	0.857	0.704	0. 585	0.491	0.415	0.354	0.305
0.6	1.048	0.865	0.722	0. 610	0.420	0.446	0.387	0.336
0.7	1.046	0.882	0.756	0. 656	0.572	0.502	0.442	0.391
0.8	1.045	0.929	0.840	0. 763	0.690	0.623	0.561	0.505
0.9	1.044	1.141	1.170	1. 143	1.087	1.017	0.941	0.867

$^{1}/\lambda_i = 5$

0.2	1.0496	0.830	0.665	0. 538	0.440	0.363	0.302	0.255
0.3	1.0352	0.827	0.667	0. 542	0.446	0.371	0.311	0.263
0.4	1.0303	0.834	0.678	0. 557	0.462	0.386	0.327	0.278
0.5	1.0281	0.840	0.692	0. 575	0.482	0.408	0.349	0.300
0.6	1.0269	0.850	0.712	0. 602	0.513	0.442	0.382	0.334
0.7	1.0260	0.869	0.747	0. 649	0.568	0.499	0.440	0.389
0.8	1.0255	0.917	0.833	0. 758	0.686	0.620	0.559	0.505
0.9	1.0252	1.129	1.162	1. 139	1.094	1.015	0.940	0.866

$^{1}/\lambda_i = 6$

0.2	1.0265	0.809	0.646	0. 521	0.425	0.351	0.293	0.245
0.3	1.0205	0.839	0.675	0. 549	0.451	0.375	0.313	0.265
0.4	1.0186	0.824	0.671	0. 551	0.456	0.381	0.323	0.275
0.5	1.0176	0.833	0.687	0. 572	0.479	0.406	0.347	0.298
0.6	1.0171	0.844	0.708	0. 599	0.512	0.440	0.381	0.333
0.7	1.0168	0.863	0.744	0. 648	0.567	0.498	0.440	0.389
0.8	1.0166	0.912	0.831	0. 756	0.686	0.621	0.560	0.505
0.9	1.0165	1.123	1.160	1. 138	1.077	1.0165	0.943	0.869

Consequently, the tangential induced velocity field of an optimum propeller could be analytically or graphically determined by the extension of the theoretical work of the axial induced velocity fields of moderately loaded propellers under the optimum loading condition. The resulting fields are tabulated and graphically presented, table (3) and figs. (14) to (18).

The field given by KORVIN-KROUKOVSKY, for the uniform loading condition [13], seems to be as an intermediate values between them.

Since, these values do not change in both moderately as well as heavily loaded condition, then, it is justified to use the extended of the tangential induced velocity for the heavily loaded propellers.

Therefore, the distribution of the axil as well as the tangential induced velocity components along each chord of the propeller blade, will be directly obtained by the help of these tables, when directly or an interpolated field is multiplied by the lift line values of the inducel velocity components.

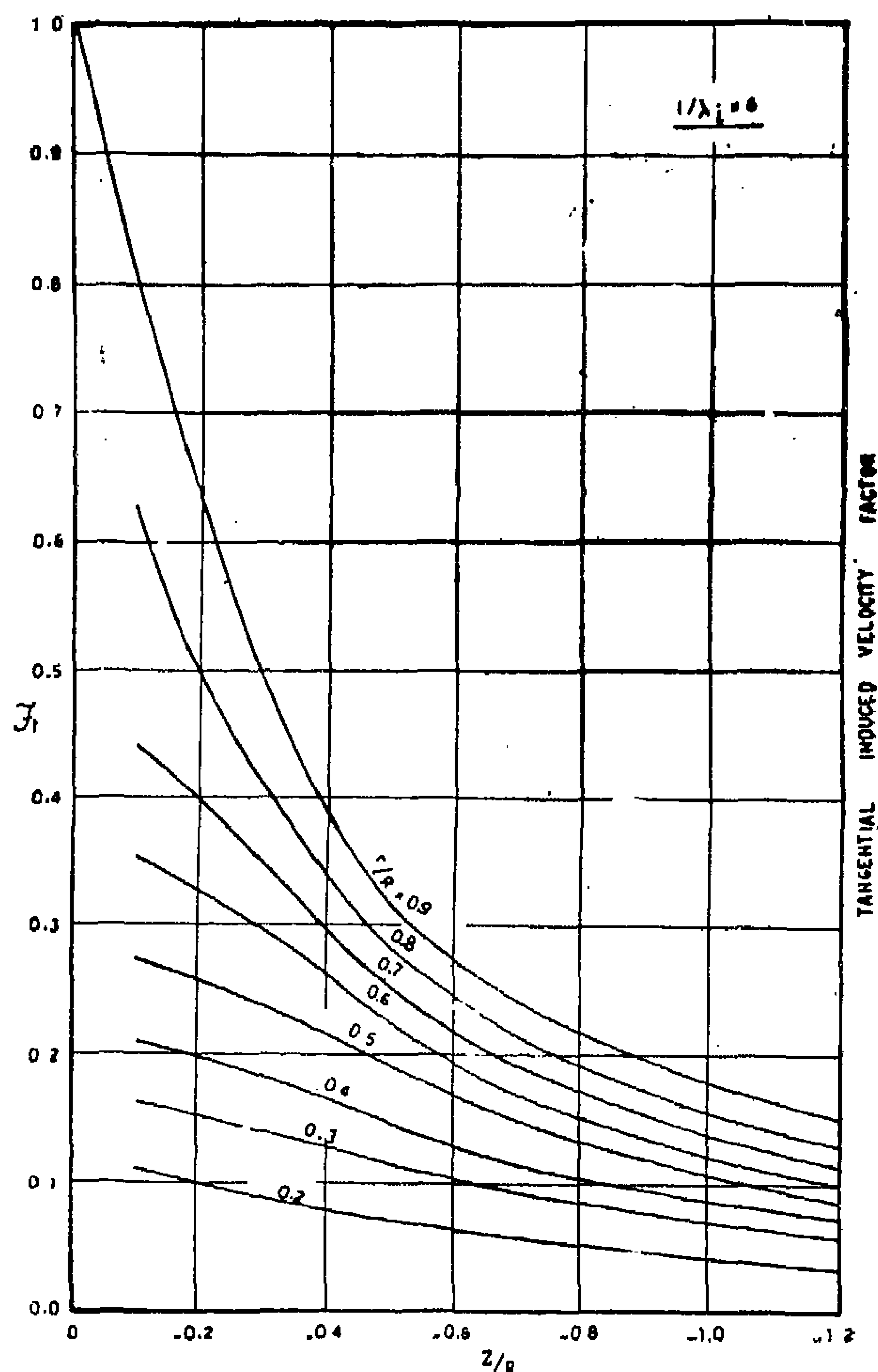


Fig. 18

TABLE (2)

An axial induced velocity field of an optimum heavily loaded marine propeller

$1/\lambda_i = 2$

r/R \ z/R	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7
0.2	2.000	1.632	1.338	1. 096	0.908	0.756	0.634	0.538
0.3	1.853	1.501	1.225	1. 007	0.834	0.697	0.587	0.498
0.4	1.640	1.325	1.081	0. 891	0.741	0.622	0.526	0.449
0.5	1.538	1.244	1.020	0. 844	0.707	0.598	0.512	0.440
0.6	1.482	1.205	0.996	0. 836	0.710	0.609	0.526	0.458
0.7	1.451	1.199	1.013	0. 855	0.755	0.659	0.579	0.511
0.8	1.428	1.235	1.097	0. 982	0.883	0.791	0.711	0.638
0.9	1.414	1.486	1.495	1. 442	1.359	1.263	1.165	1.069

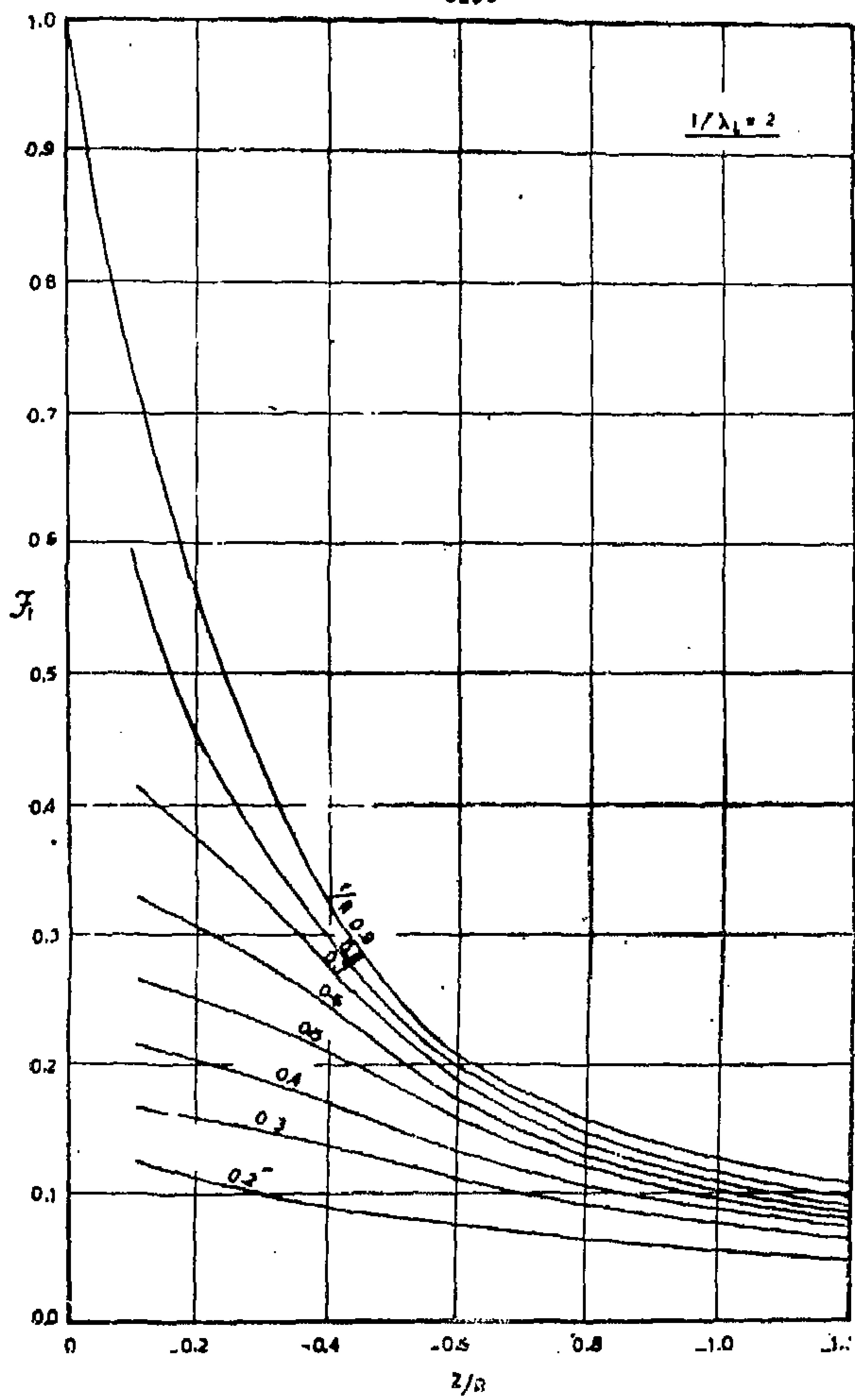


Fig. 14

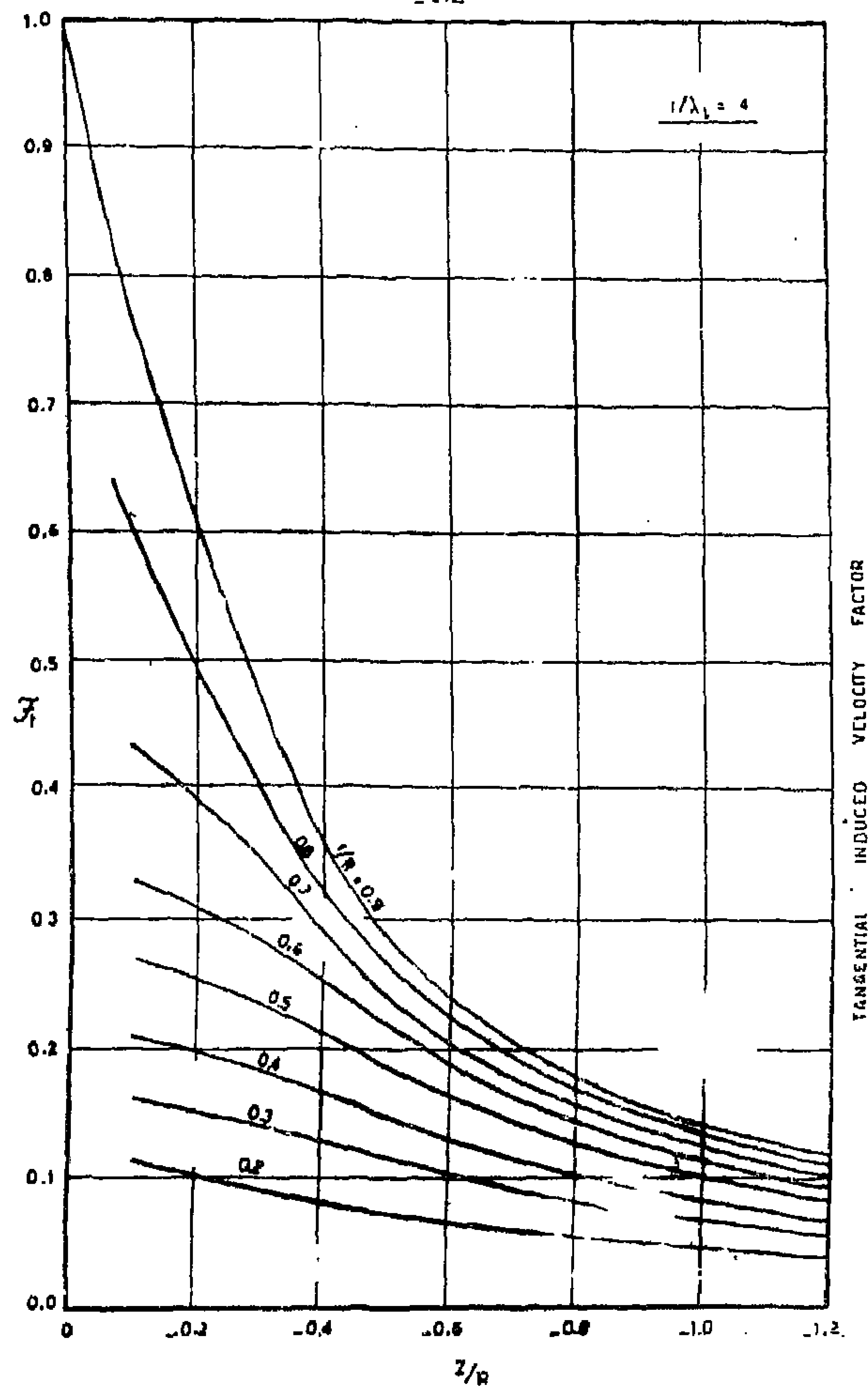


Fig. 16

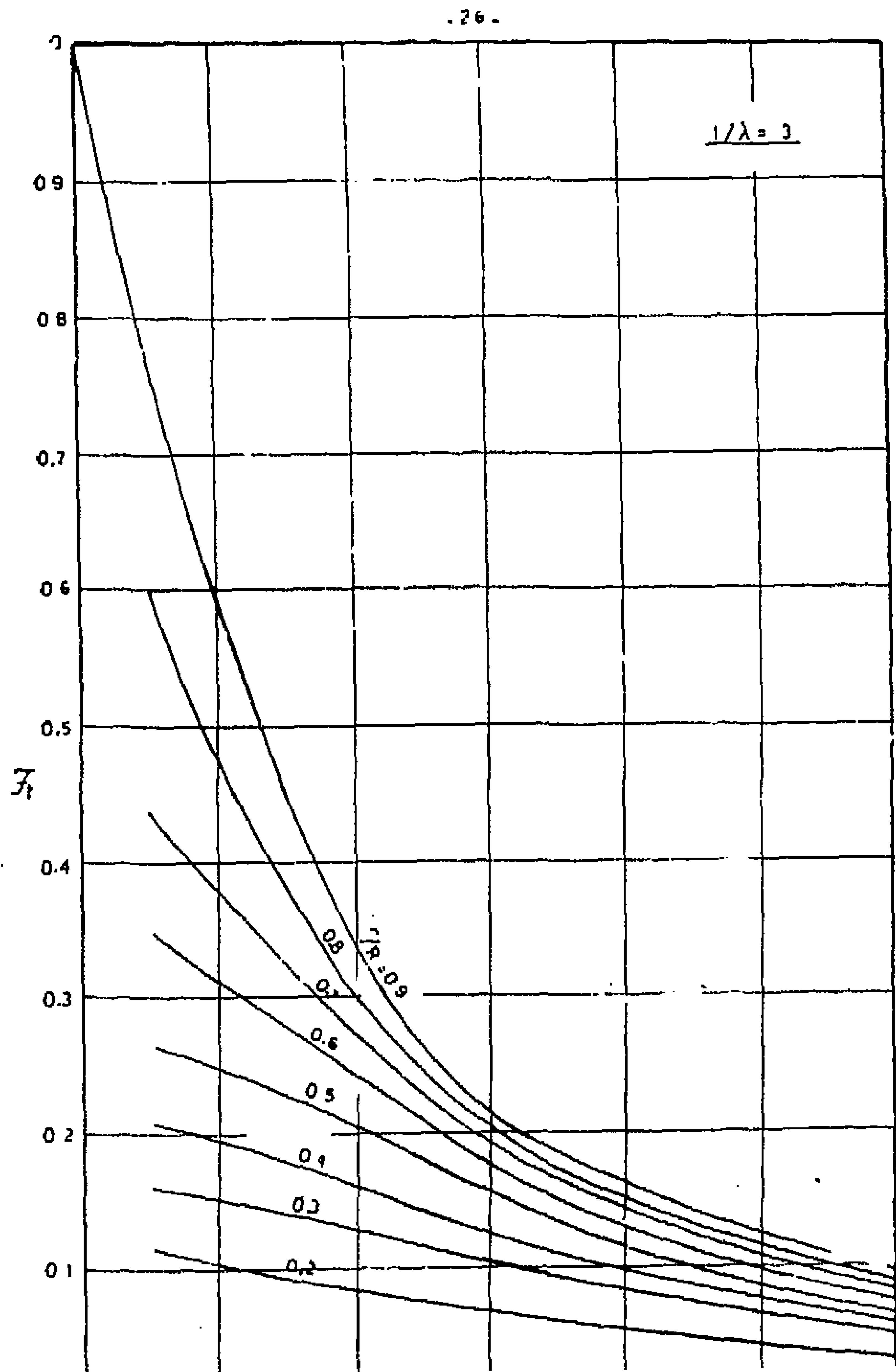


Fig. 15

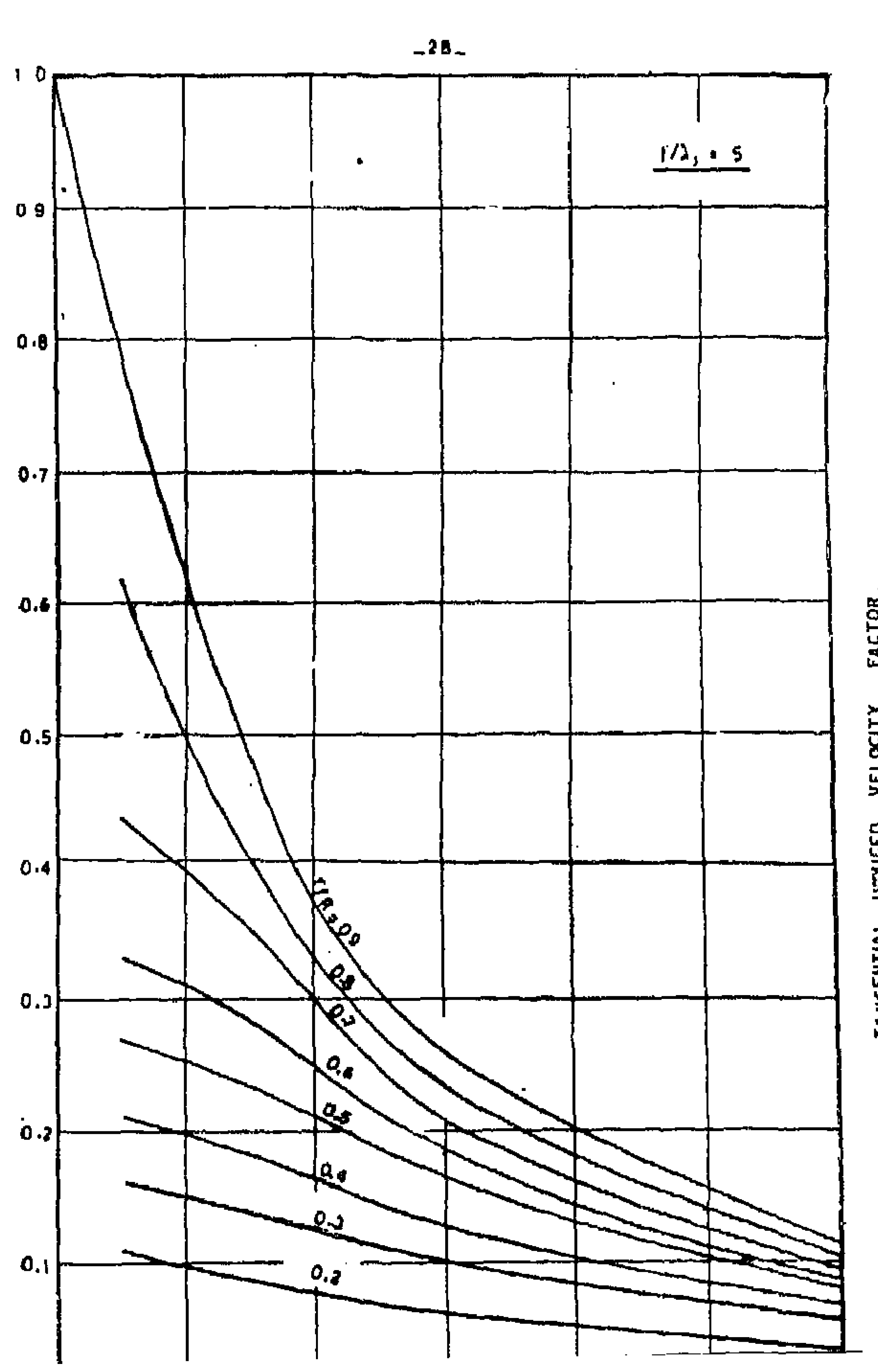


Fig. 17

Development of the Axial Induced velocity field of an Optimum Heavily Loaded Marine Propeller

Both the lift line value and the distribution of the axial induced velocity, could be directly obtained when using the newly deduced field for the case of heavily loaded marine propellers. The ratio U_a'/Ua, for the standard standard values of $1/\lambda_i$, are calculated at different radii by the application of equation (11) and equation (15).

When the axial induced velocity field, given by Tachmindji [11], is multiplied by its corresponding U_a'/U_a ratios, the axial induced velocity fields of heavily loaded marine propellers are obtained under the optimum loading condition. The effect of both centrifugal forces as well as contraction of the slipstream are taken into consideration as mentioned before.

These new fields are tabulated and graphically plotted for direct use when calculating the axial induced velocity diagrams of heavily loaded propellers, table (2) and figs. (10) to fig. (13).

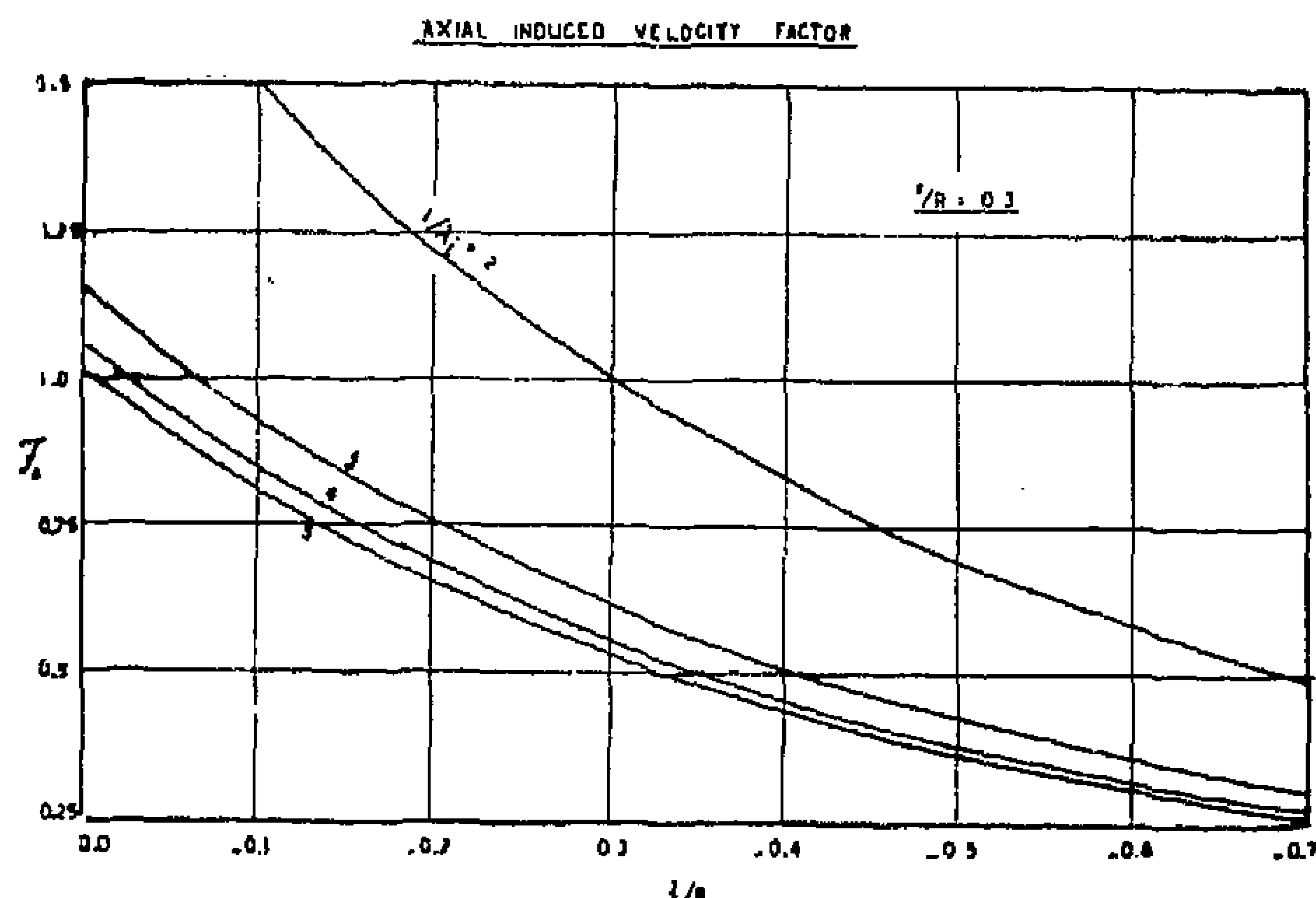


Fig. 10

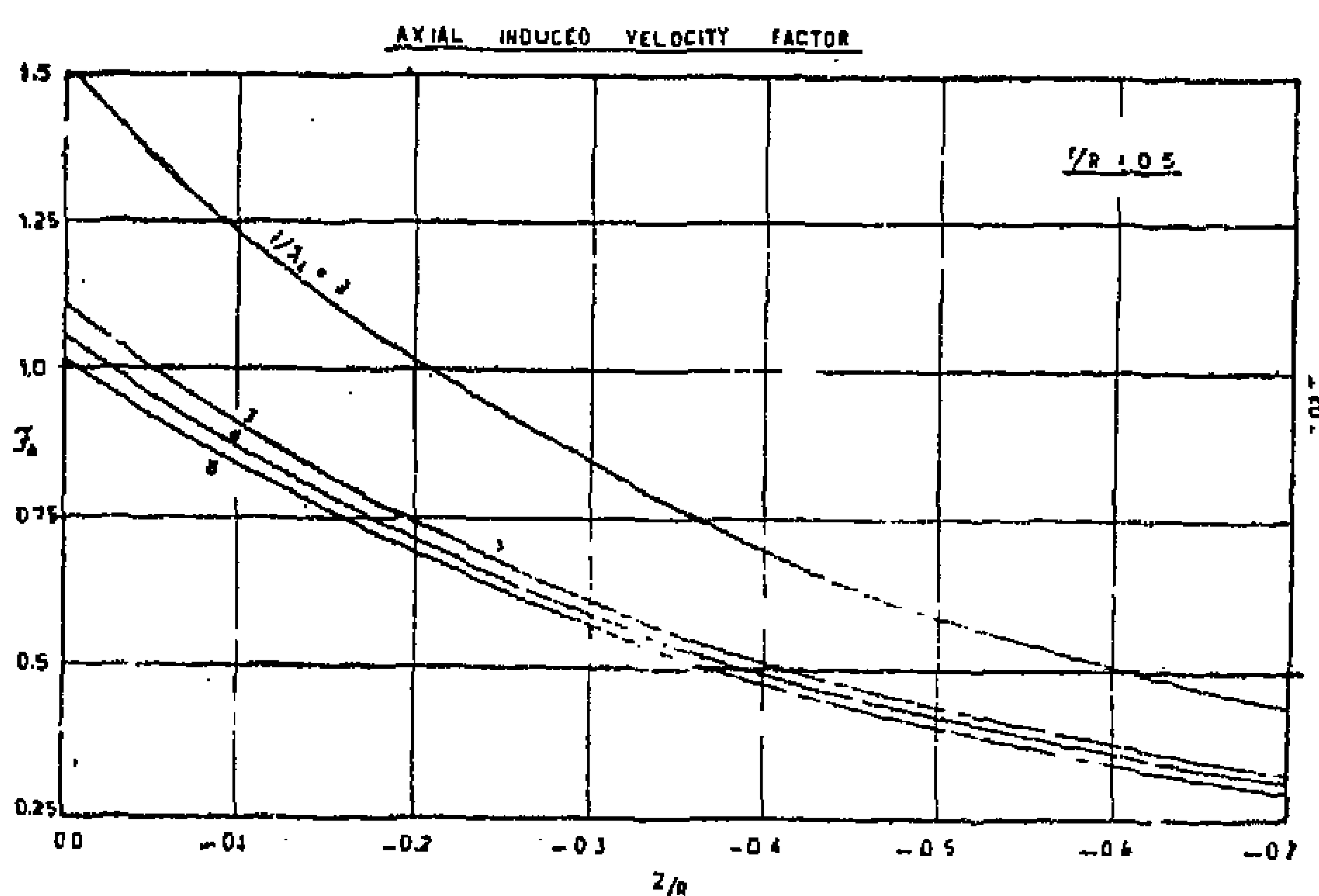


Fig. 11

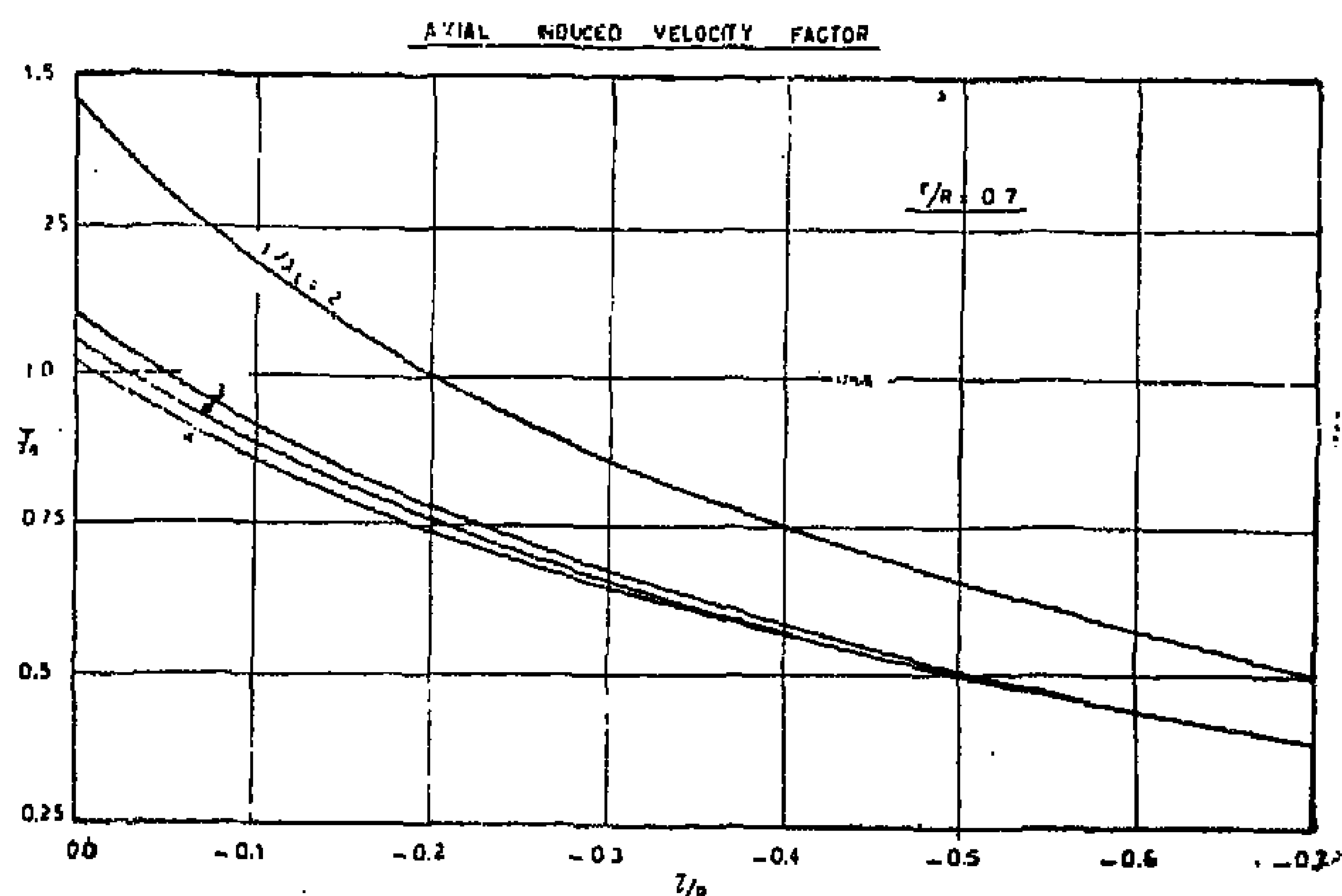


Fig. 12

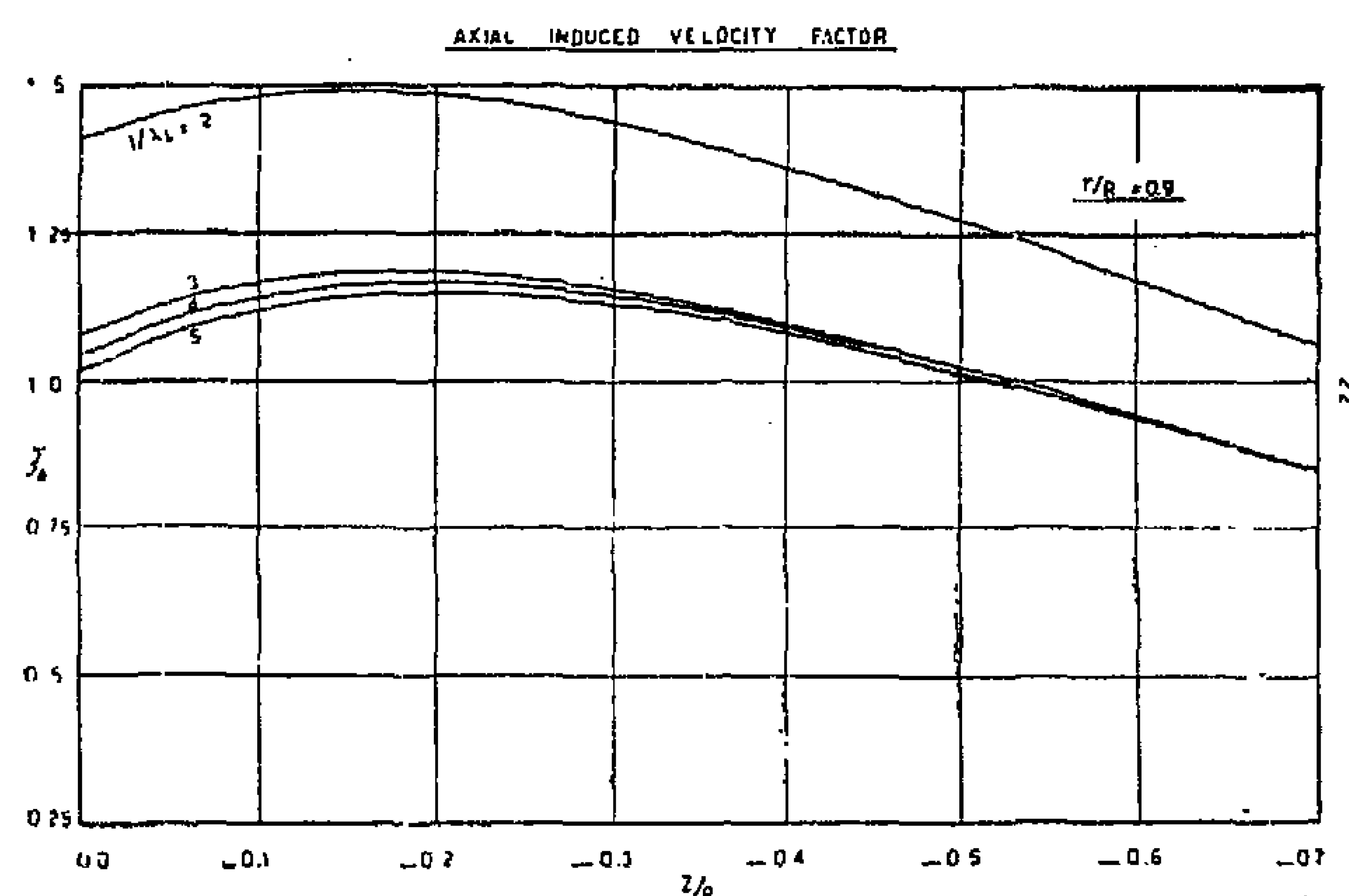


Fig. 13

Where,

Z/R = axial distance along the propeller axis

r = section radius = X R

Moreover, the helical vortex sheets can be resolved into a close succession of transverse vortex rings with a center at the propeller axis, which cause the axial induced velocity component, and, a system of vortex lines which are parallel to the propeller axis, causing the tangential induced velocity component.

So that the application of BIOT-SAVART law, leads to an equation for computing the tangential induced velocity component at any radius along the propeller blade. This will be achieved when using the eleptic integrals of the first and second kinds [12].

slipslipstream pressure. This will cause a reduction in the required thrust, it will be corrected by a corresponding increase in the screw pitch. So that the axial induced velocity component $U_a'/2$ for the heavily loaded condition, must be greater than $U_a/2$, that is to neutralize the reduction in thrust.

Consequently, the new value of the tangent of the hydrodynamic pitch angle for the heavily loaded condition will be given by

$$\tan \beta_i' = \frac{V_a + U_a'/t}{wr - U_t/2} \quad \dots \dots \dots \dots (13)$$

This relation could be expressed in terms of $\tan \beta_i$ by a general form which includes the effect of pressure reduction and contraction of the slipstream as in [10].

Since

$$R/R_1 = \varepsilon = \frac{1}{1 - \frac{1.386}{\pi} \cdot \frac{\lambda_i}{\sqrt{1 + \lambda_i^2}}}$$

$$\therefore \quad \lambda_{i1} = \varepsilon \lambda_i$$

R_1 = contracted propeller radius ;

and

$$U_t = W \cdot \sin \beta_i \cdot \cos \beta_i =$$

$$W \frac{\lambda_{i1}/x}{1 + (\lambda_{i1}/x)^2} \quad \dots \dots \dots (a)$$

$$\triangle P = \frac{\rho \cdot W^2 \cdot \gamma_{i1}^2}{2}$$

$$\left[\frac{1}{1 + \lambda_{i1}^2} - \frac{1}{\lambda_{i1}^2 + x^2} \right] \quad (b)$$

hence, the relation between $\tan \beta_i$ and $\tan \beta_i'$ in terms of $\triangle P$ and U_t will be given as follows :

$$\tan \beta_i' = \tan \beta_i$$

$$\left[1 + \frac{\triangle P}{\rho \cdot (wr - U_t/2 \cdot U_t} \right] \dots \dots (c)$$

So that, using this relation and LERBS introduction of equations (a) and (b), the following relation is obtained :

$$\tan \beta_i' = \tan \beta_i$$

$$1 + \frac{\left(\frac{\lambda_i - \lambda}{\lambda}\right) \left\{ \frac{(\lambda i_1/x)^2}{1 + (\lambda_{i1}/x)^2} - \frac{\lambda_{i1}^2}{1 + \lambda_{i1}^2} \right\}}{\left\{ 1 + \frac{\lambda_i - \lambda}{\lambda} \cdot \frac{1}{1 + (\lambda_{i1}/x)^2} \right\}}$$

$$\frac{1}{\left\{ \frac{1}{1 + (\lambda_{i1}/x)^2} \right\}} \quad \dots \dots (14)$$

that is to express the effect of pressure reduction and contraction of the slipstream in case of heavily loaded marine propellers, on the tangent of each hydrodynamic pitch angle.

Since equation (14) could be written in the form :

$$\tan \beta_i' = \tan \beta_i \cdot L$$

$$\because \quad \tan \beta_i' = \frac{V_a + U_a'/2}{wr - (U_a/2)\ (\lambda_i/x)}$$

then, from both relations

$$\therefore \quad \frac{V_a + U_a'/2}{V_a\ (x/\lambda - (U_a/2)\ (\lambda_i/x)} = \tan \beta_i \cdot L \dots (e)$$

but, $$\tan \beta_i = \frac{V_a + U_a/2}{V_a\ (x/\lambda) - (U_a/2)\ (\lambda_i/x)}$$

Substituting by this value in equation (e)

$$\therefore \quad V_a + U_a'/2 = (V_a + U_a/2) \cdot L$$

$$\therefore \quad U_a'/2 = U_a/2 \cdot L + V_a\ (L - 1)$$

from equation (9)

$$\therefore \quad U_a'/2 = \frac{V_a\ (1/\eta_i - 1)}{1 + (\lambda_i/x)^2} \cdot L + V_a \cdot L\ (1 - 1/L)$$

$$\therefore \quad U_a'/2 = V_a \cdot L \left[\frac{(1/\eta_i - 1)}{1 + (\lambda_i/x)^2} + (1 - 1/L) \right] \quad (15)$$

Therefore, equation (15) will be directly used for computing the lift line value of the axial induced velocity component, in case of heavily loaded marine propellers.

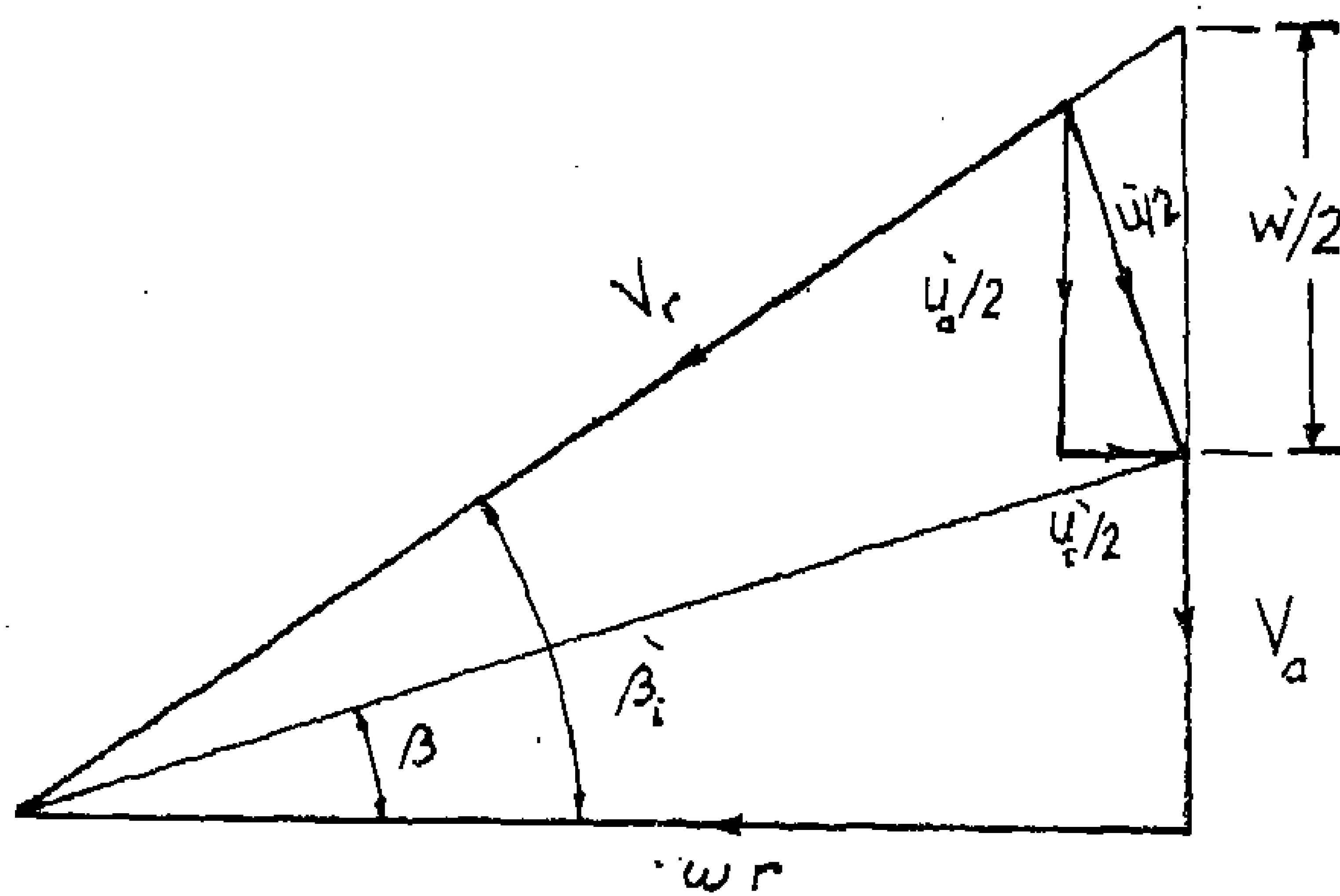


FIG. 9

form a true helical surfaces if there is an optimum distribution of circulation along the propeller blades and the kinetic energy loss within the slipstream, has a minimum value for the given propeller [6].

The Calculation of the Induced Velocity Components :

It has been demonstrated that, in the case of a moderately loaded propeller, the normality condition hold if the vortex sheets are of a true helical shape and the resultant induced velocity U/2 could be considered normal to the direction of the vortex line. Such condition implies that, each vortex line of the sheet induces at the lifting line, a velocity element which is perpendicular to the true helical surface on which the vortex line is situated. If all these vortex lines lie on the same true helical surface, then, the sum of the elements will be normal to this surface as in the case of optimum moderately loaded propellers.

The axial induced evlocity component, presented on fig. (8), could be easily computed as follows :

$$\tan \beta_i = \frac{V_a + U_a/2}{wr - U_t/2} = \lambda_i/x \quad \dots \dots (10)$$

where,

$$U_t/2 = U_a/2 \,.\, (\lambda_i/x)$$
$$wr = V_a \,.\, (x/\lambda)$$

then, substituting in equation (10), we get

$$\lambda_i/x = \frac{V_a + U_a/2}{V_a \,.\, (x/\lambda - U_a/2 \,.\, (\lambda_i/x)}$$

hence,

$$U_a/2 \left\{ 1 + (\lambda_i/x)^2 \right\} = V_a \,(\lambda_i/\lambda - 1)$$

Now since,

$$\tan \beta_i/x = \lambda_i/x \quad \text{and} \quad \lambda_i/\lambda = 1/\eta_i$$

$$\therefore \quad U_a/2 = \frac{V_a\,(1/\eta_i - 1)}{1 + (\lambda_i/x)^2} \quad \dots \dots \dots (11)$$

however,

$$U_t/U_a = \tan\beta_i$$

$$\therefore \quad U_t/2 = U_a/2 \,.\, (\lambda_i/x) \quad \dots \dots \dots (12)$$

It thus follows that, the lift line values of both the axial as well as the tangential induced velocity components for optimum moderately loaded propeller could be calculated by the use of equations (11) and (12) respectively.

In case of heavily loaded propellers, however, the direction of the resultant of the induced velocity component will not be perpendicular to the direction of the vortex lines, as shown on fig. (9), the elementary velocities at the lifting line will have no simple relation to the direction of the vortex sheet [1].

The tangential induced velocity will not change in both cases as the circulation around the blade section is essentially the same.

The axial induced velocity component $U_a/2$ on the other hand will be increased to $U_a/2$, resulting from the deformation of the vortex sheet and which is namely due to both the centrifugal forces as well as the contraction of the slipstream.

In what follows, the value of the axial induced velocity component in the heavily loaded condition, $U_a'/2$, were deduced and presented graphically for further application.

The Axial Induced Velocity Component of an Optimum Heavily Loaded Marine Propeller :

In case of heavily loaded marine propellers, the centrifugal forces arising from the tangential induced velocity, cause a reduction in the

where :

V = speed of ship

$d P_i$ = power input at radius r.

β = advance angle.

β_i = hydrodynamic pitch angle

If this efficiency is constant for all radii of the propeller blade, then, the ideal efficiency of the whole propeller will be a maximum according to BETZ theorem [1] and [2].

Since, the propeller blade opearets in a viscous fluid, then it will experience a drag force d D which will lead to an increase in torque and a decrease in thrust as shown on the force diagram, fig (6).

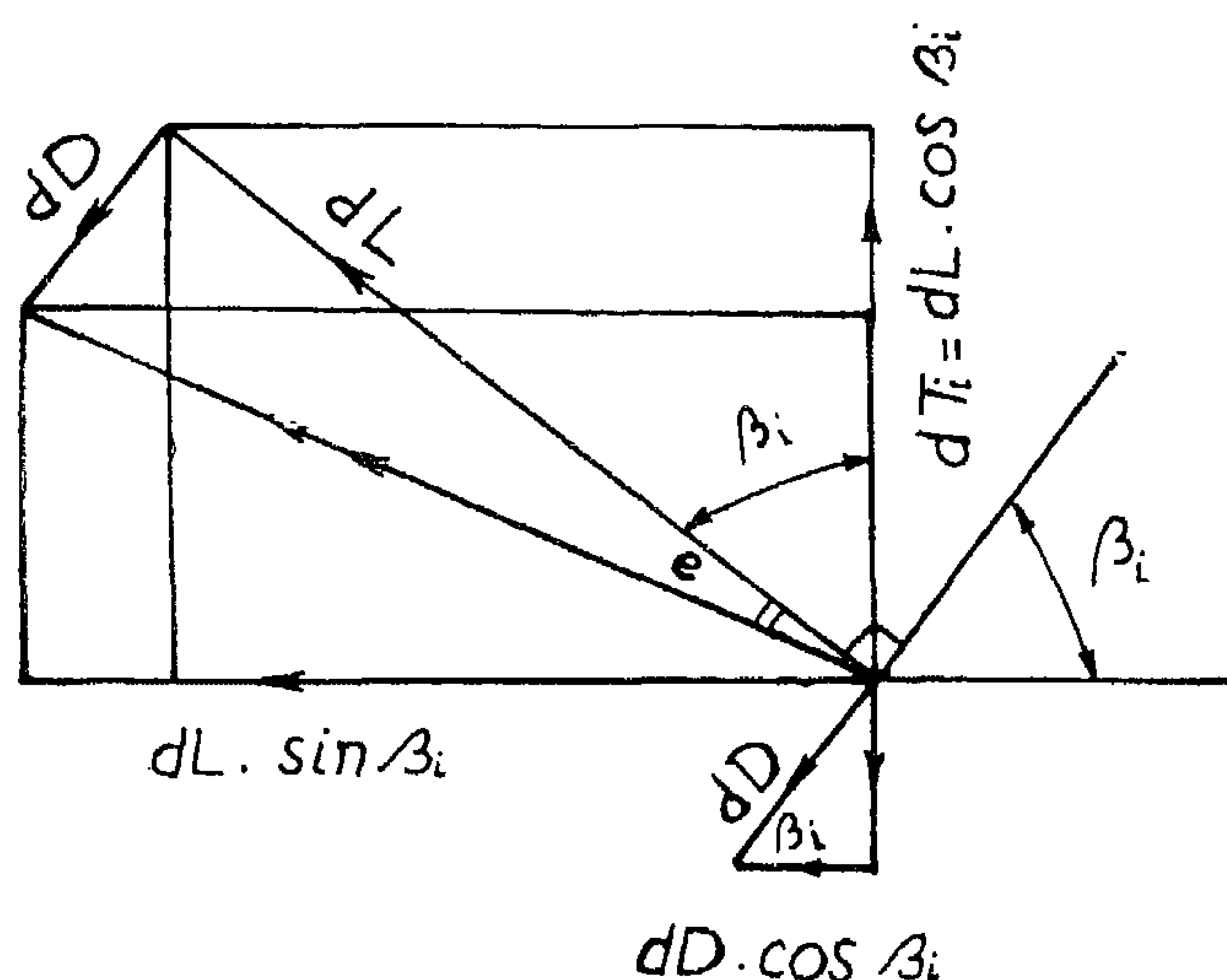


FIG. 6

Consequently, the blade efficiency will be given in [8] by

$$\eta_{blade} = (1-2\ e\ \lambda_i)/(1+2/3\ .\ e\lambda_i) \quad \dots \quad (8)$$

where,

$e = dD/dL$ = the average drag-lift ratio for the whole propeller.

Therefore, the propeller efficiency could be computed from the following equation :

$$\eta_{propeller} = \eta_i \times \eta_{blade}$$

Analysis of Both Axial and Tangential Induced Velocities Along the Slip stream:

Since, in a marine propeller, the free vortex lines are not acted on by any force, such vortex lines will thus follow a general helical shape.

When dealing with a lightly loaded propeller, however, the influence of the induced velocity is not taken into consideration and the shape of the free cortex sheet can be determined only by the knowledge of bothh V_a and w r, as shown on fig. (7). Consequently, the vortex sheet will be of a true helical shape.

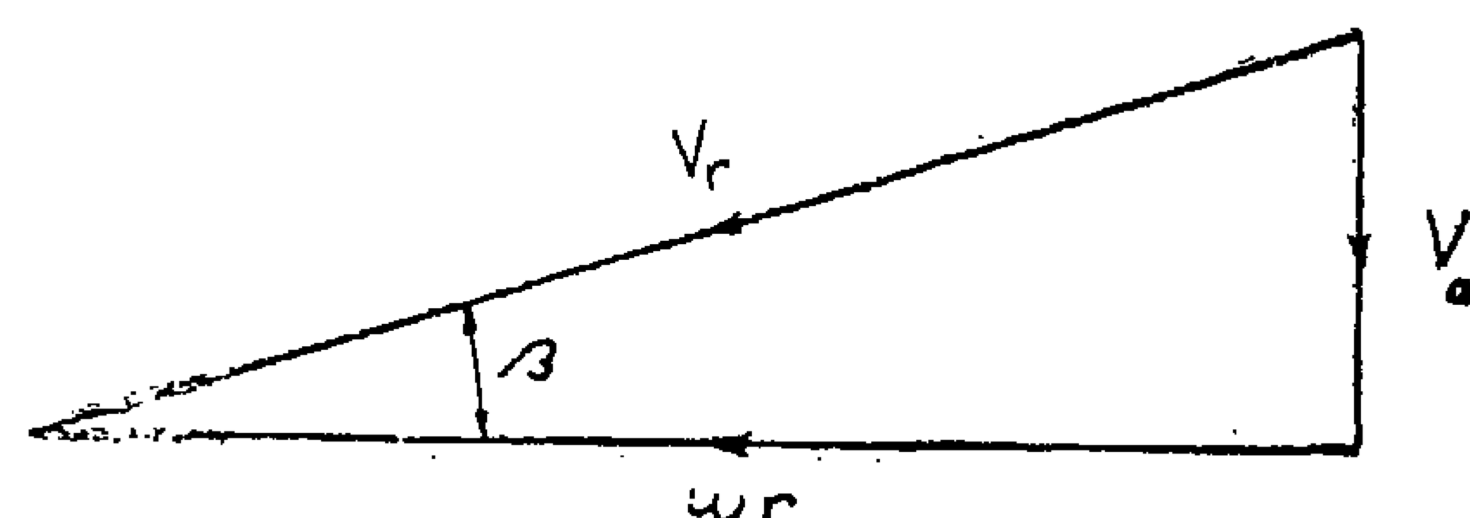


FIG. 7

As for moderately loaded propellers, since the influence of the induced velocity components on the shape of a free vortex sheet is taken into considreation [9], its shape differes from a true helical surface, fig. (8). Meanwhile

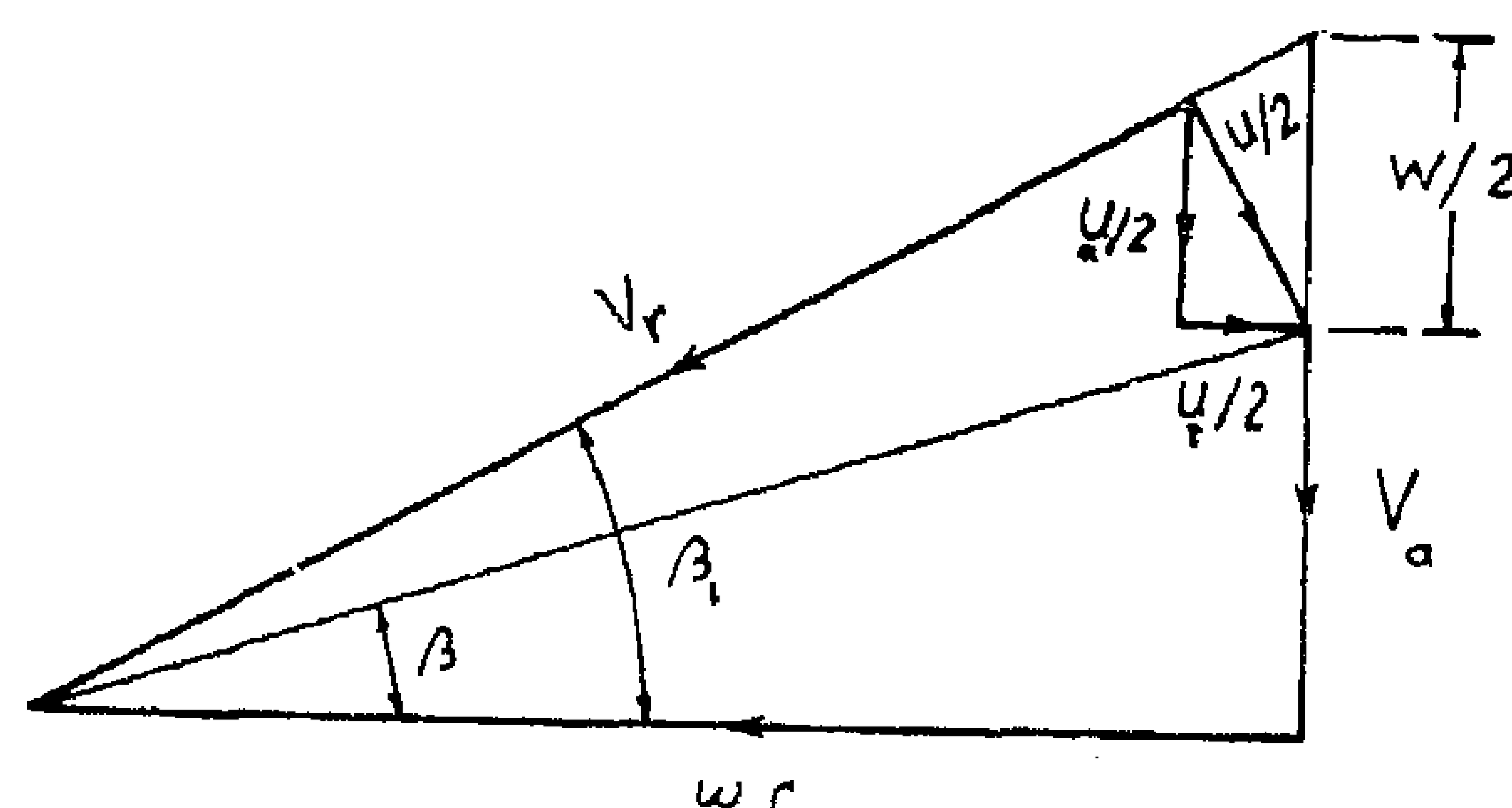


FIG. 8

the effect of the centrifugal forces as well as the contraction of the slipstream on the axial induced velocity and consequently on the shape of the vortex sheet, must be considered in case of heavily loaded propellers, as presented on fig. (9). The axial deformation of the sheets could not be neglected in such case of loading.

The vortex sheets of both moderately and heavily loaded marine propellers will generally

The Circulation Theory of Marine Propellers:

In the vortex or circulation conception the propeller blades can be replaced by bound vortices, having the same circulation as the actual blades. These vortices, however, are assumed to trail off downstream from the edges of each blade and form a system of free vortices. This system of vortex filaments generally takes the form of helicoidal vortex sheets, which extend from the propeller plane to infinitely, constituting the propeller slipstream.

The effect of such system of free vortices, is to induce at the bound vortices, axial and tangential induced velocity components as shown on fig. (5).

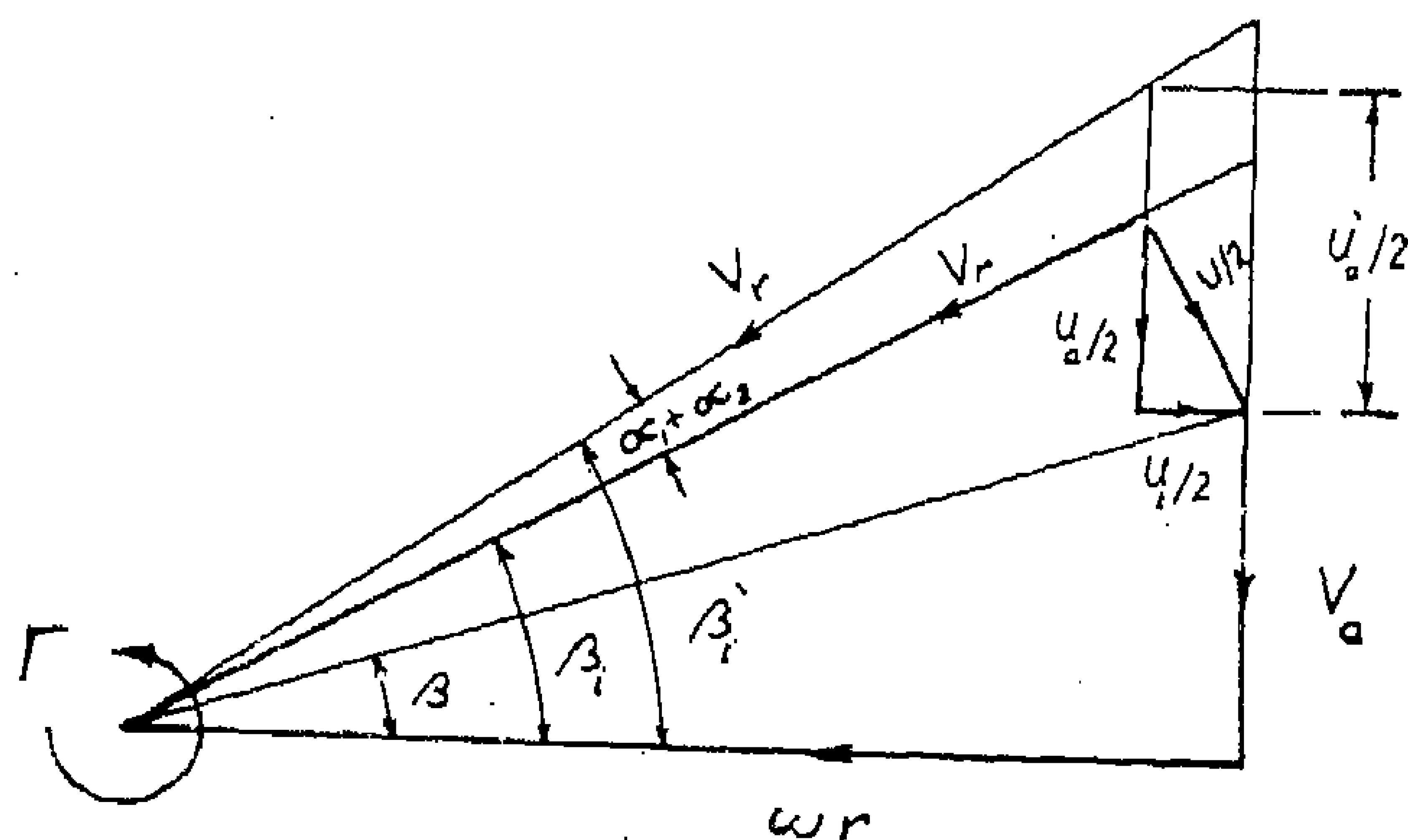


FIG. 5

In optimum loading condition [6], the resultant induced velocity at the bound vortex line given here as u/2 will be normal to the direction of the resultant relative velocity V_r. In the development of the modern circulation theory for the case of heavily loaded marine propellers, the effect of both centrifugal forces as the contraction of the slipstream has to be taken into consideration.

The circulation theory of screw propellers is based on the application of the Kutta-Joukowski's law [7], which states that, when a hydrofoil is progressing with a uniform belocity through an ideal medium, it experiences a lifting force. This lifting force which is normal to the resultant relative velocity V_r, is given per unit length of the hydrofoil cross section, by the following namely

$$L = \rho \, \Gamma \, V_r \qquad (1)$$

where,

the circulation Γ, is defined as the line integral of the tangential induced velocity along any path which encloses the bound vortices around such body.

So that the total value of circulation for all the propeller blades, at any radius $r = x R$, is given by :

$$\Gamma = 2 \pi r U_t \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \quad (2)$$

With the knowledge of the GOLDESTIEN function "K" which determine the effect of the finite number of blades Z on the optimum circulation of infinitely bladed propeller, the circulation around each blade at its corresponding radius r is given by

$$\Gamma = \frac{2 \pi r U_t K}{z} \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \quad (3)$$

when using KUTTA-JOUKOUSKI's law, the lift per unit length at radius r will be given by equation (4) namely

$$dL/dr = \rho \,.\, \Gamma \,.\, V_r = \rho \frac{2 \pi r U_t K}{Z} \,.\, \left[\frac{w r - U_t/2}{\operatorname{Cos} \beta_i}\right] \qquad (4)$$

The thrust and torque elements at that radius can be obtained when taking the component of lift parallel and perpendicular to the propeller axis.

Reference to fig. (6) we get the following expressions for both the thrust and torque identities :

$$d T_i/dr = dL/dr \cos \beta_i = \rho \,.\, \frac{2 \pi r U_t K}{Z} (wr - Ut/2) \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \quad (5)$$

$$d Q_i/dr = dL/dr \sin \beta_i \,.\, r = \rho \,.\, \frac{2 \pi r^2 U_t K}{Z} \,.\, (wr - Ut/2) \,.\, \tan \beta_i \quad \ldots \ldots \ldots \ldots \quad (6)$$

Taking the ideal efficiency of a section as the ratio of power output to the power input, then from equations (5) and (6)

$$\eta_i = \frac{V \, dT_i/dx}{d P_i/dx} = \frac{\tan \beta}{\tan \beta_i} \quad \ldots \ldots \quad (7)$$

Furthermore, Schultz charts [3] were drawn on fig. (3) and fig. (4) to the same logarithmic scale for applicaiton to the case of moderately loaded marine propellers.

When superimposing both fig. (1), fig. (3) as well as fig. (2), fig. (4), for three and four blade propellers respectively, the line of interaction provides two limiting curves

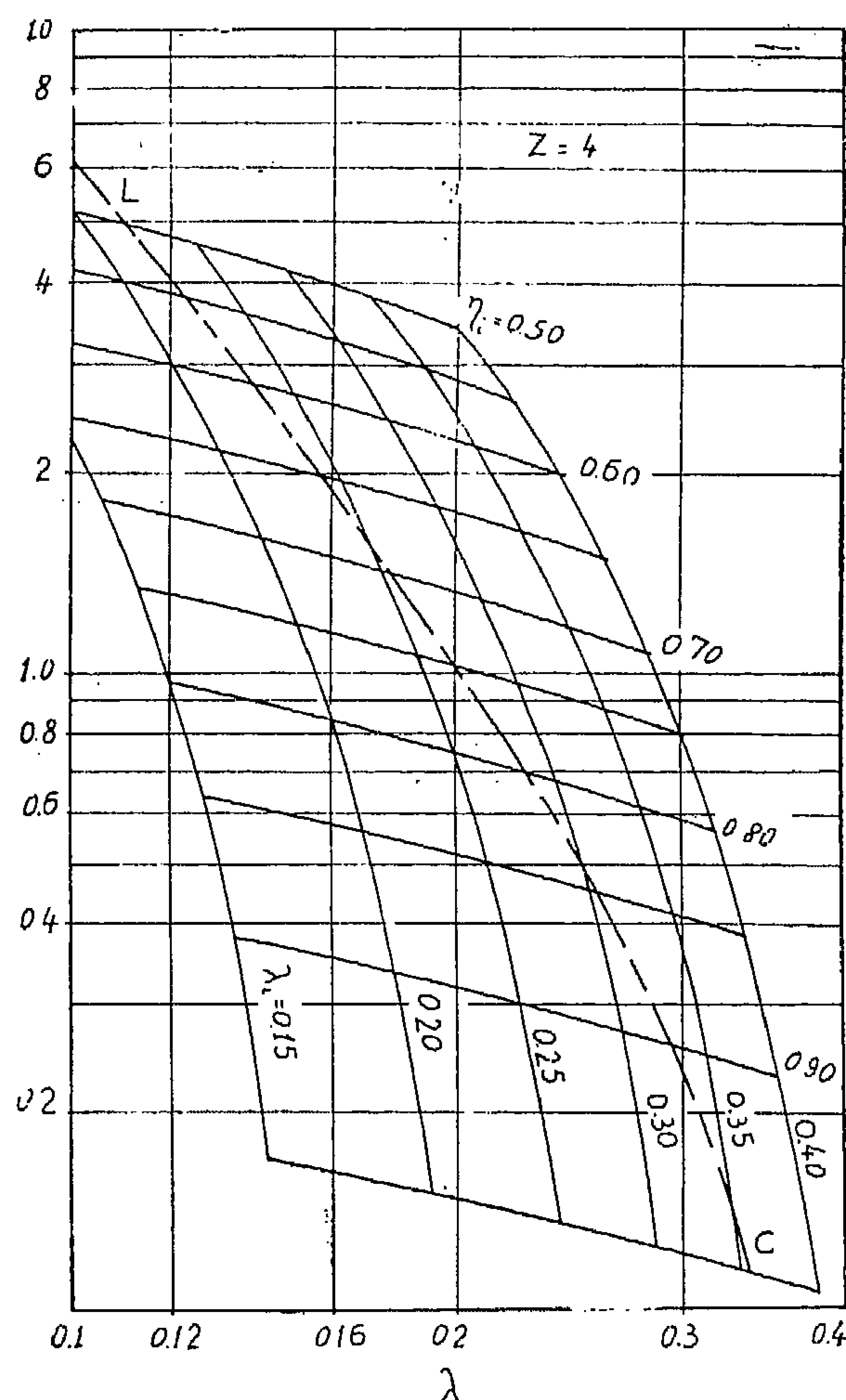


FIG. 4

(L-C) deviding each chart into two regions namely heavily loaded and the moderately loaded zones. Moreover, reference [4] sites the case of the ideal propeller in which the criterion defining the heavily loaded as well as the intermediate and light loading were defined the horizontal lines at $C_{Ti} = 3$ and $C_{Ti} = 6$. Furthermore, as stated by Lerbs [1] the theory of heavily loaded marine propellers lead to smaller values of η_i than that obtained by the moderately loaded theory, for the same rate of advance λ and ideal thrust coefficient C_{Ti}.

The ratio of η_i obtained from the heavily loaded theory to that obtained from the moderately load theory, however, becomes smaller the greater the rate of advance, when C_{Ti} is kept constant and also smaller for the greater C_{Ti}, while λ being consant. This fact was explained by LERBS mainly due to the effect of both the radial pressure gradient as well as the contraction of the slipstream.

It should be noted here that the effect of both will be taken into consideration when recalculating the axial induced velocity fields of heavily loaded marine propellers, as will be shown later.

In other words should λ and C_{Ti} or η_i be known for the given marine propeller, it can be plotted on its respective chart. Should this point fall in the heavily loaded region, fig. (1) or fig. (2), the heavily loaded theory could then be applied for the design of that propeller blade sections.

All propellers given by table (1), for the different tug boats and trawlers are plotted on fig. (2) to show the practical application of the proposed method.

Propeller's Number	B.H.P.	R.P.M.	V_a Knots	D=2 R Feet	λ	η_i
1	1430	125	8.00	11.20	0.154	0.556
2	800	250	11.46	7.10	0.156	0.570
3	530	300	12.10	6.23	0.154	0.575
4	600	310	12.60	6.56	0.148	0.573
5	525	375	12.00	5.90	0.130	0.545
6	580	500	12.40	4.82	0.124	0.520
7	500	375	11.00	5.25	0.150	0.485

N.B. The N.P.L. propellers for trawlers are presented on fig. (2) by $PT_1 \ldots PT_6$, as given in [5].

The Criterion Defining the Heavily Loaded Case:

It is of importance that the loading condition of a marine propeller be defined "a priori" since the application of moderately loaded theory to a heavily loaded propeller as used in trawlers and tug boats would, as explained later, lead to unfavourable results.

Since, such criterion was, however, defined by the help of LERBS charts [1], which give the relation between the ideal thrust coefficient C_{Ti}, the advance coefficient λ and the ideal efficiency η_i in which,

$$C_{Ti} = \frac{T_i}{\rho /2 \; V_a^2 \; \pi \; R^2}$$

T_i = ideal thrust.
ρ = mass density.
V_a = speed of advance.
R = propeller radius = r/x.
λ = Va/uR advance coefficient
ω = angular velocity.
$\lambda_i = \lambda/\eta_i$ = induced advance coefficient.

These charts have been drawn through the extension of the equations and relations given by Lösch, for the infinitely bladed propellers [2] and applied to the case of the three and four bladed heavily loaded propellers, given on fig. (1) and fig. (2) respectively.

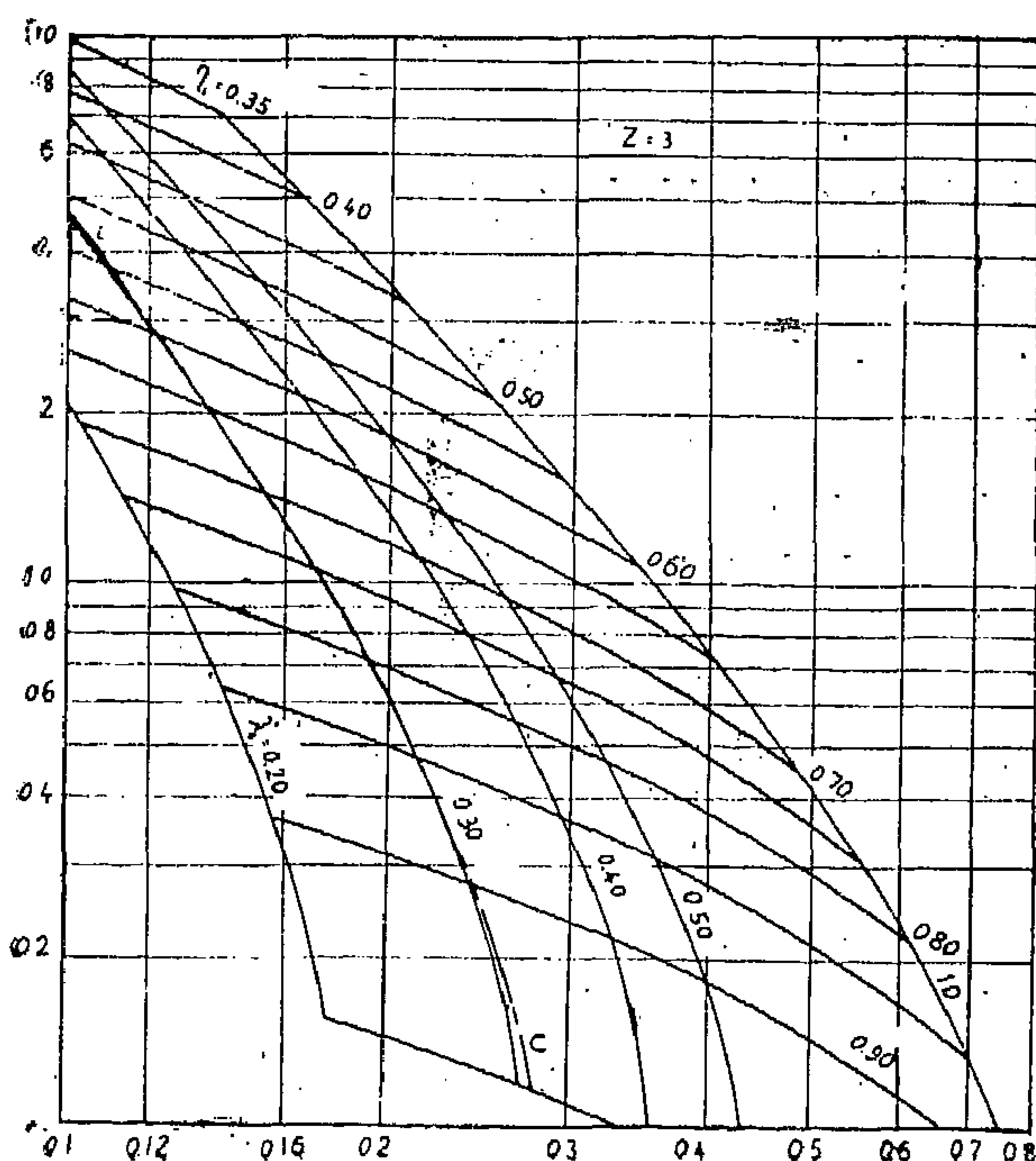


FIG. 1

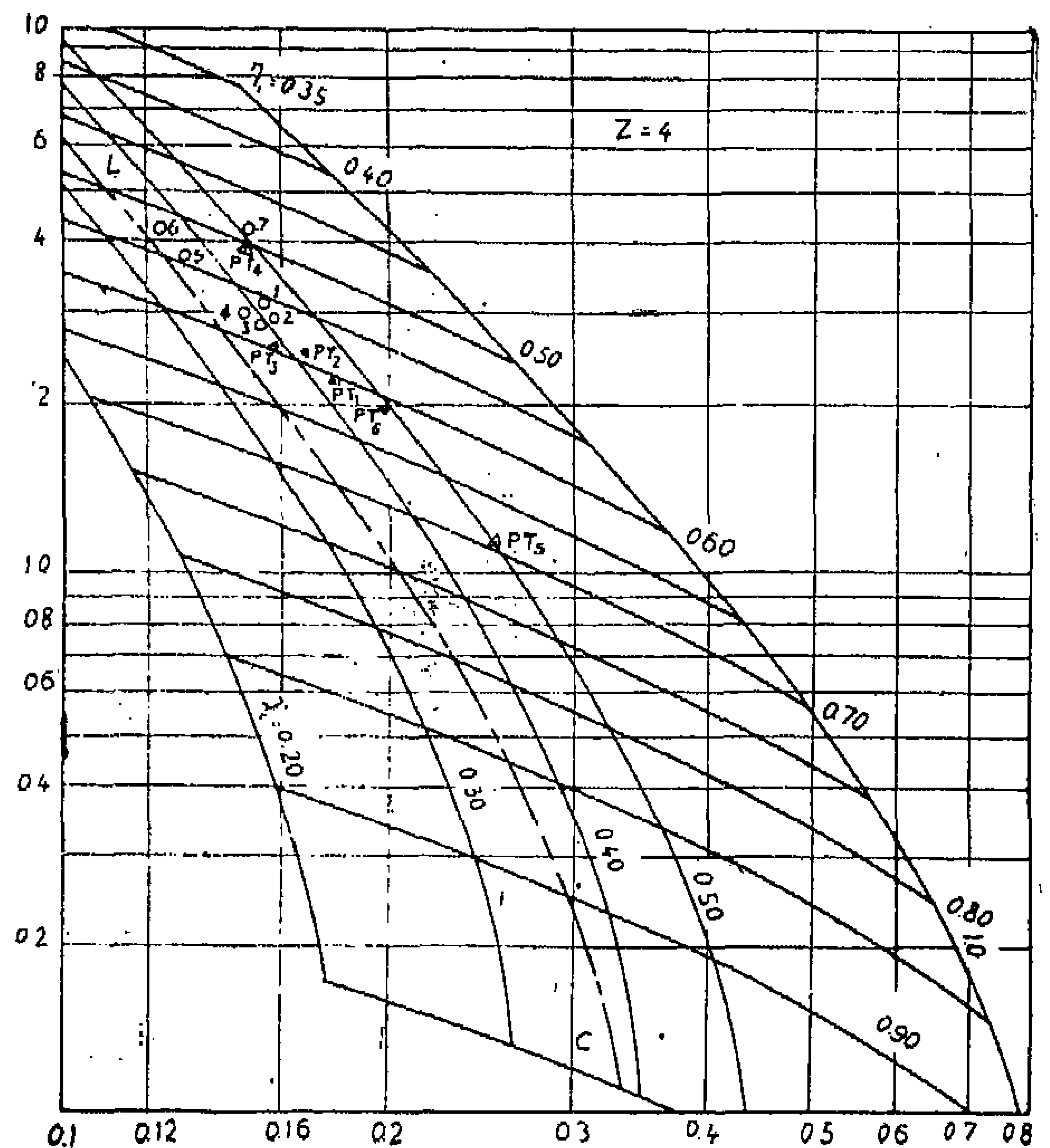


FIG. 2

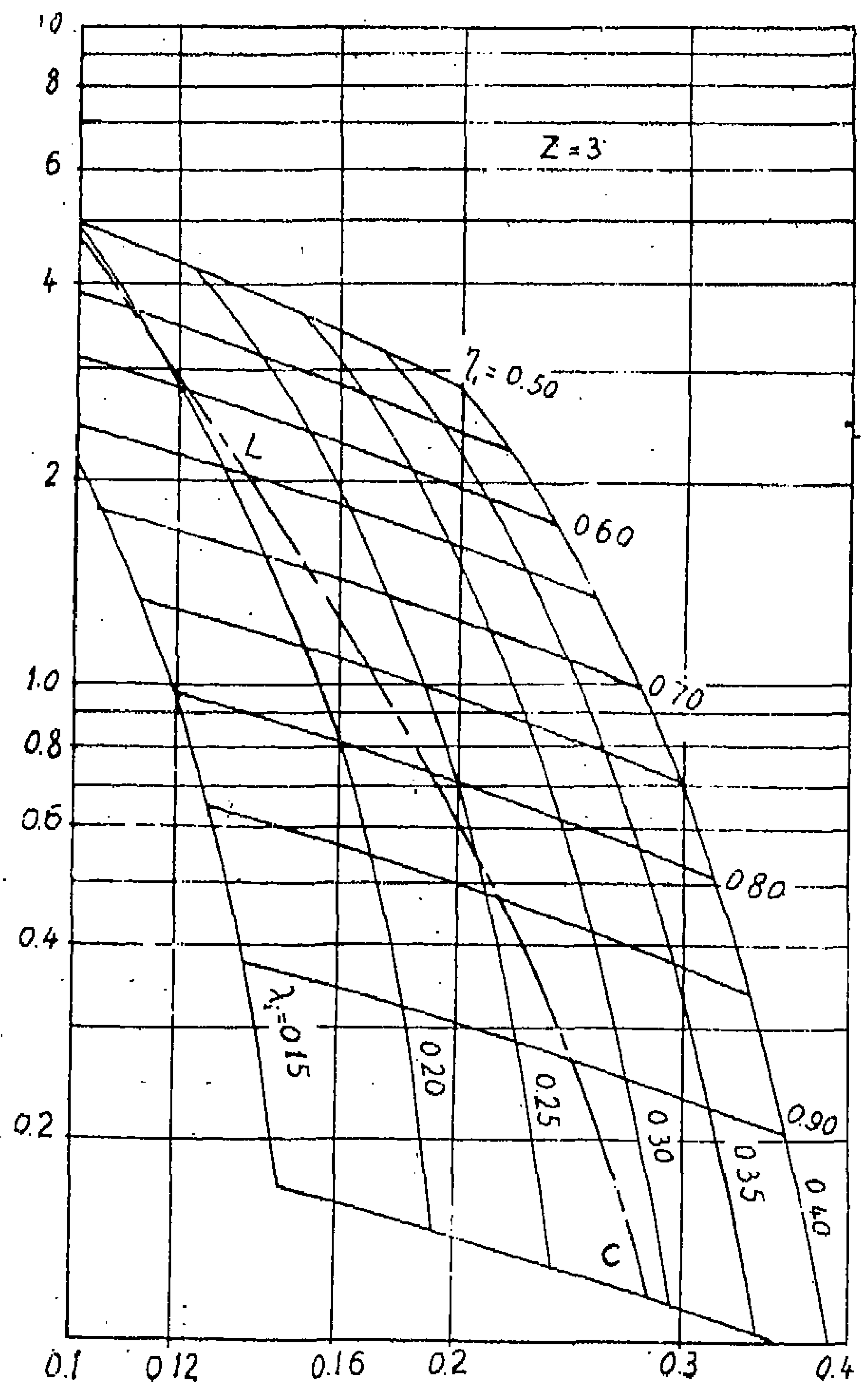


FIG. 3

THE CURVATURE OF FLOW OF HEAVILY LOADED MARINE PROPELLERS AND ITS APPLICATION TO THE BLADE SECTION DESIGN

By

Dr. F. BAHGAT, M.Sc., Ph.D., A.M.R.I.N.A.,
Asst. Prof. Naval Architecture and Marine Engineering
Alexandria University,

Eng. M. ADEL SOLIMAN, B.Sc., M.Sc.
Marine Engineering.

SUMMARY

This paper deals with the design of heavily loaded marine propellers in what concerns the curvature of flow in a way to reach the highest obtainable efficiency and thrust of the propeller, at the given rated power and speed of advance.

The heavily load condition was first determined by limiting curves for various number of blades. Such limits necessitate the application of the heavily loaded theory instead of the moderately loaded one for the procedure leading to the propeller blade section design.

A complete analysis for both the axial as well as the tangential induced velocity components, was next treated in what concerns their lift line values. The axial induced velocity fields were recalculated for the heavily loaded case, taking into effect both the centrifugal forces as well as the contraction of the slipstream, under the optimum loading condition. The new values for both the axial as well as the tangential induced velocity fields, were tabulated and graphically plotted for direct use when calculating the distribution of the resultant induced velocity along each blade section chord length.

By the application of the B-Method to each blade section, the curvature correction and curvature camber were calculated, to obtain the curvature of flow for each blade section. Consequently, the propeller blade sections design could then be performed according to the heavily loaded theory under the optimum condition of loading.

Comparing the maximum induced camber for three different propellers in a radial direction, it was found that the application of B-Method in the heavily loaded condition showed in general higher camber ordinates than those obtained when applying the B-Method under the moderately loaded condition. The application of the moderatately loaded theory, however, to the heavily loaded case would lead to a reduction in the maximum induced camber with a consequent result of a deficiency of the propeller performance.

The new proposed method for the blade section design of heavily loaded marine propellers, is given together with an example to show the steps taken in the design procedure.

REFERENCES

1. Gilbert, M. and J. N. Howard : "An Analysis of the factor affecting the state of fuel-air mixture". NACA Tech. Note 1079, 1946.

2. Bridgeman, O. C. : "Dew point data on Gasoline", S.A.E. Trans. Vol. 23, 1928.

3. Rabessana, H. and S. Kalmar : "Mixture Distribution in Cylinders". Automotive Ind. Vol. 66, No. 13, 1932.

4. Mulcahy, B. A. and M. A. Ziphin : "The effect of an increase in the Concentration of ethylene dibromide in a leaded fuel on lead deposition corrosion of exhaust valves, and knock-limited power", NACA ARR E5E 040, 1945.

5. Taub, A. : "Mixture Distribution". S.A.E. Trans. Vol. 1930.

6. Maleeve, Mac Graw-Hill Book Co. : "Internal Combustion Engines".

7. FRAAS, Mc Graw-Hill Co. : "Combustion Engines".

produced during suction and compression strokes.

2.—Deposit density in part "D" is less than the others because it is far from the exhaust gas passage. Also the mixture strength in part "A" and "B" are richer than in part "D".

3.—Deposit density in part "B" is less than "A", this is due to fresh charge sweeping over "B" during its entrance.

4.—More deposit were found in cylinders "2", "3" than in cylinders number "I" and "4".

Temperature Distribution

The mean surface temperatures at different cylinders were measured by means of thermocouples. The thermocouple consists of two wires of copper and constantan of .25 mms. diam. each. The two wires were inserted together in a hole of .5 mm. diam. and rivetted on the surface of the plug. The detail of the thermo-couple is shown in fig. (5). The area of contact between the wires and the metal was small. This minimises the error in measuring the mean surface temperature at the surface.

The cylinder head was tapped in seven places. A thermo-couple plug is inserted in each cylinder at similar places. Cylinder number 1 has got three extra thermo-couple plugs, one over the exhaust valve (A), one over the inlet valve (B) and one at the concave part (C) as shown in fig. (6).

Test No. 1

The experiment began with the testing of the engine at different loads with constant throttle opening. The results are registered in table (II).

From which it can be seen that :—

1.—The temperature at cylinders "I" and "4" are higher than that in the inner cylinders "2" and "3".

2.—The temperature at the end of the combustion chamber is low relatively.

3.—Thee temperature over the exhaust valve is higher than that over the inlet valve. It is also the hottest region in the combustion chamber at full throttle opening.

4.—The temperature at the concave part varies with the throttle opening, at small throttle opening it gets higher, at large throttle opening it gets lower.

Test II

Another test was made to study the deposit distribution and its effect on temperature distribution.

The engine was loaded for about seven hours, to help the rapid formation of deposit, (lubricating oil was injected in the intake manifold.

The running conditions of the engine is tabulated below :

	Before deposit formation	After accumulation
B.H.P.	- 37.8	35.3
b.s.f.c. gr/hphr	486	610
R.P.M.	2100	1960
Excess air factor	1.06	0.953
Pb Kg/cm^2	4.45	4.45
Exhaust temperature	554C	540

These tests show also the following :—

1.—More deposit was found in cylinders number "2" and "3".

2.—Deposit over the exhaust is greater than that over the inlet.

3.—Temperature over the exhaust is the highest temperature measured.

4.—Temperature in cylinders "1" and "4" are still higher than that at cylinders "2" and "3".

From the previous experiments, the temperature distribution in the same combustion chamber is clearly shown in fig. (8). This figure shows that the hotter part in the combustion chamber is over the exhaust valve. The temperature over the inlet valve is hotter than that at the concave part which is hotter than at the end of the combustion chamber. The condition mentioned above was at heavy loads i.e. at large throttle opening.

The temperatures measured by the thermocouple in each cylinder were plotted against load in fig. (9), from which it can be seen that the temperatures measured in cylinder "I" and "4" are higher than that measured in cylinders "2" and "3".

Cylinder "1" is the hottest, this may be due to the presence of the fan near it. Thus it delivers colder charge than the other with the subsequent effect of higher. It is also observed that cylinder "2" is hotter than cylinder "3".

CONCLUSION

1.—Different temperatures measured indicate that mixture strength is not the same in all the cylinders.

2.—Higher temperatures measured in cylinders "1" and "4" combined with less amount of deposit formed indicate better combustion efficiency. This shows that the mixture in these two cylinders is of different strength and nature than the others.

This is due to the following :—

(a) Air fuel mixture entering cylinders "1" and "4" is hotter than that entering other cylinders, due to the larger area of contact.

(b) It is well known that the carburettor supplies the fuel in the form of droplets and not as a gas.

A time element is required to evaporate these droplets and diffuse the resulting gases through the air. As it is shown from the diagram of the engine manifold, the mixture entering cylinders "1" and "4" has enough time to be evaporated and hence gives homogeneous mixture. While in cylinders "2" and "3" the fuel is supplied to the cylinders in the form of droplets resulting in non-homogeneous mixture, which leads to lower combustion temperature and higher rate of deposition.

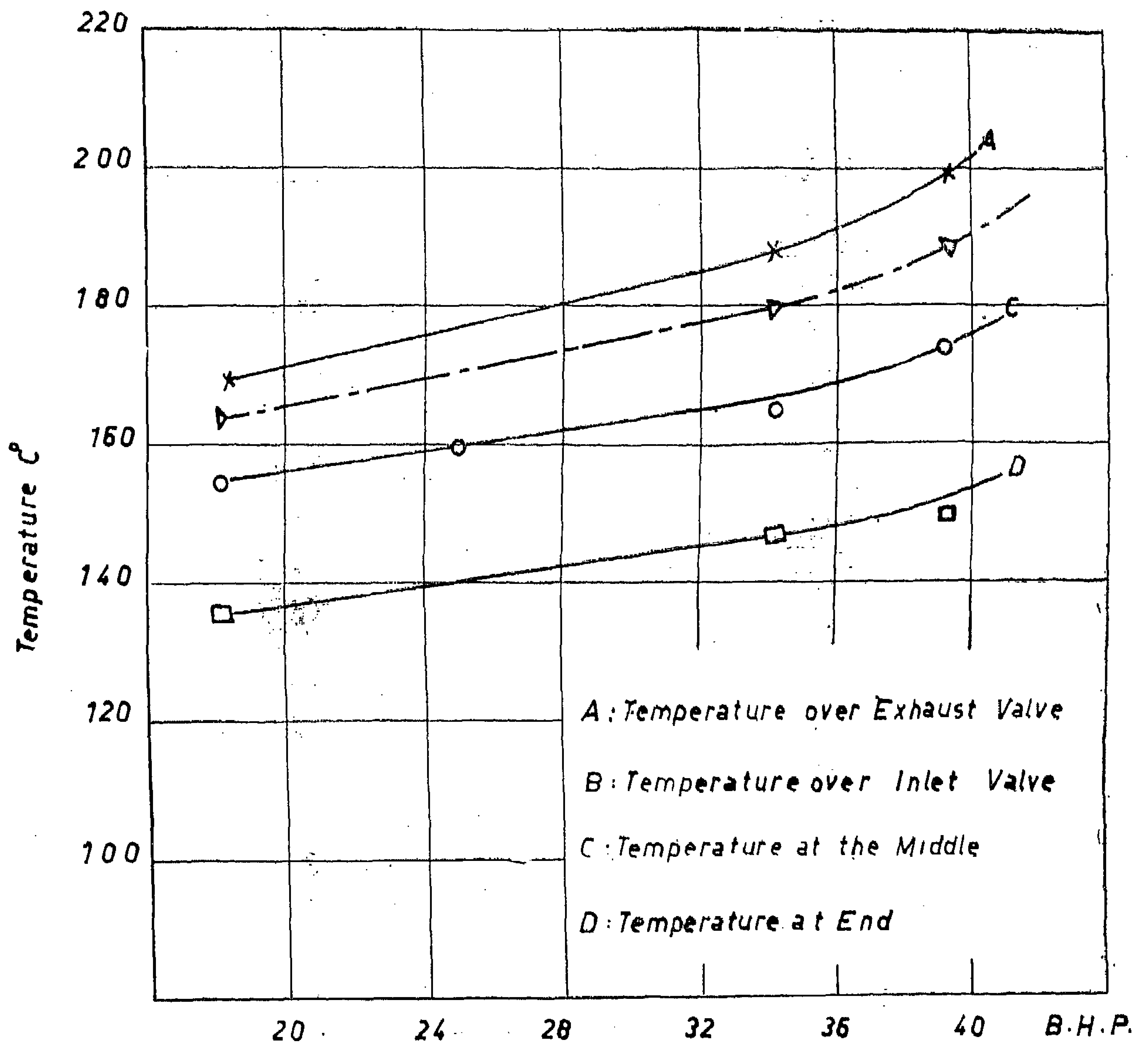


FIG. 8. — VARIATION OF TEMPERATURE WITH B.H.P AT DIFFERENT PLACES IN CYLINDER No. 1

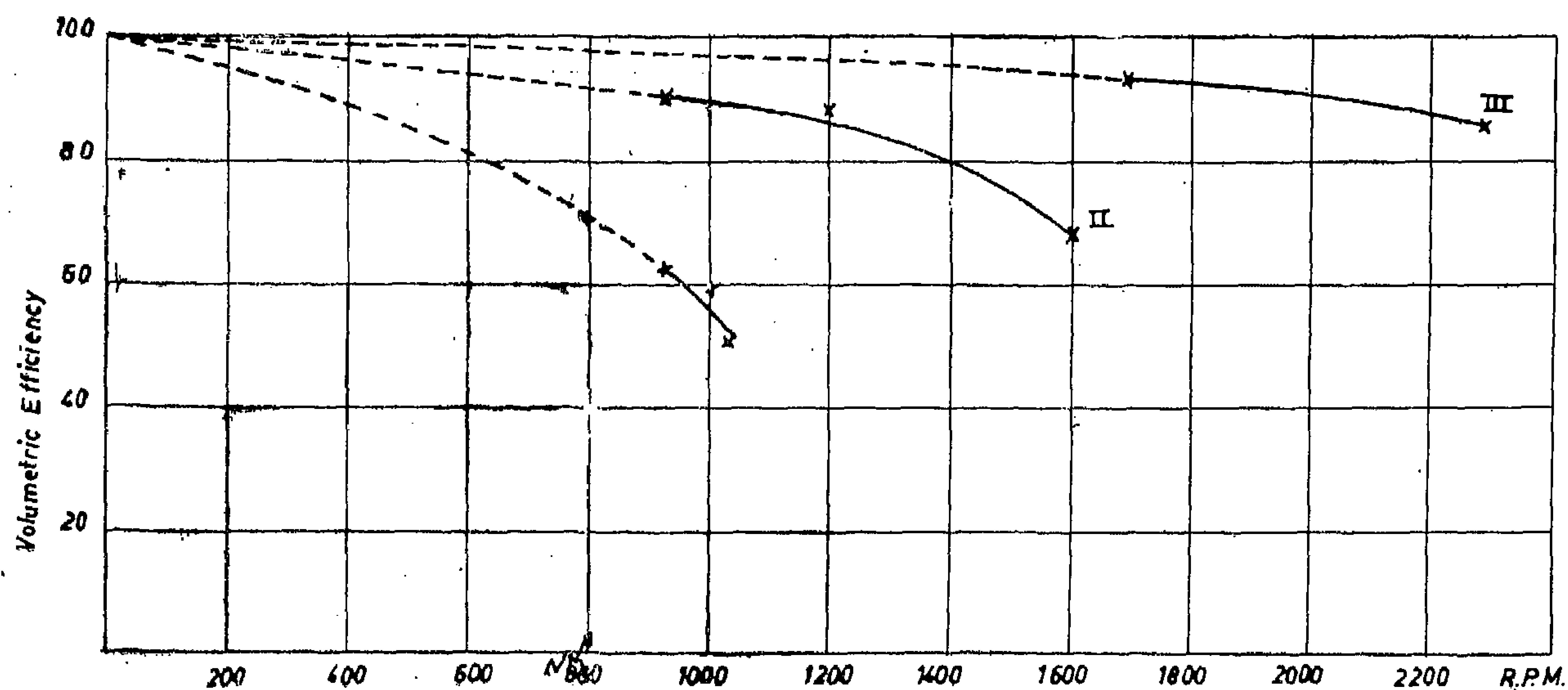


FIG. 7. EFFECT OF SPEED ON VOLUMETRIC EFFICIENCY AT CONSTANT THROTTLE OPENING

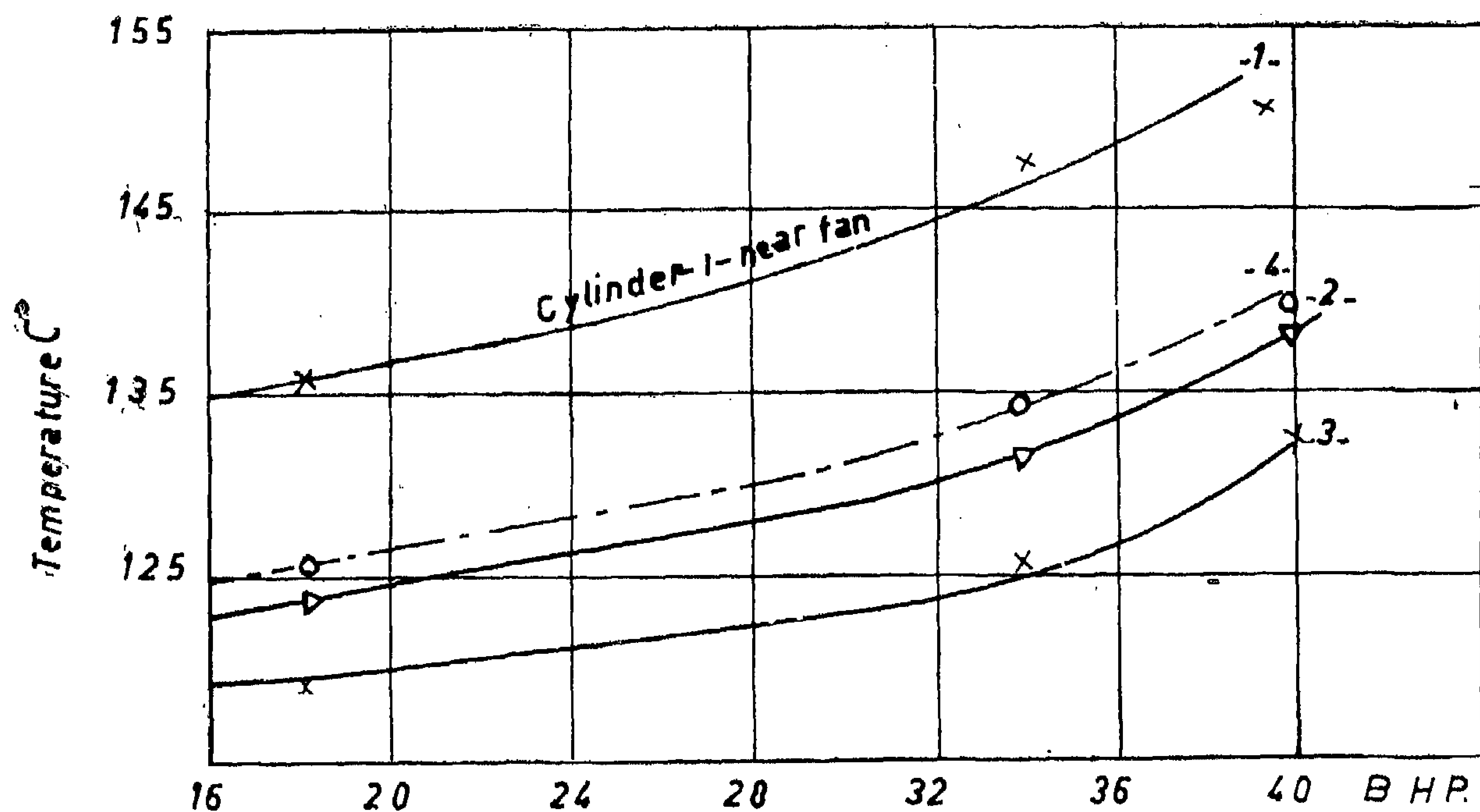


FIG. 9.—*Variation of Temperature at different Cylinders with B.H.P.*

TABLE II

TEMPERATURE DISTRIBUTION

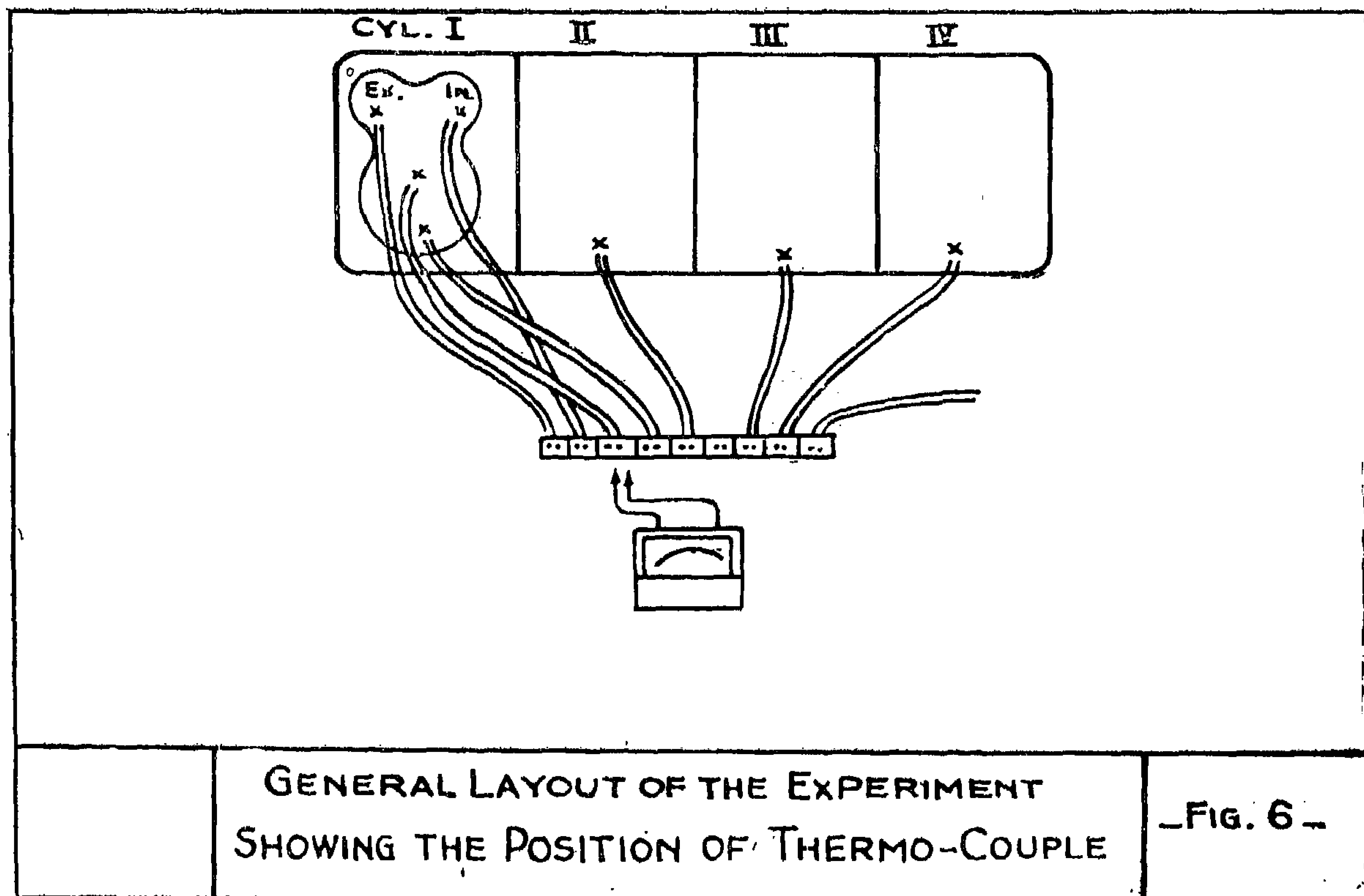
Test No.	Load B H P	Speed R P M	Factor air Exess λ	Temperature measnred in °C							Remarks.
				Cyl. I				Cyl. II	Cyl. III	Cyl. IV	
				1	2	3	4	4	4	4	
1	5	1000	1.0	126	119	138	118	100	98	110	Small throttle opening.
2	39.2	2300	0.9	201	190	176	150	140	138	145	Full throttle opening.
3	37.8	2100	1.06	200	180	172	146	144	140	148	Without deposits
4	35.3	1560	0.935	175	168	164	141	136	132	142	With deposits.

Copper 0·25 Dia.
Constantan 0·25 Dia.
25
8
12
30
2
16

Scale 2/1
Dims. in M/M

CONSTRUCTION OF THERMO-COUPLE

—FIG. 5—



GENERAL LAYOUT OF THE EXPERIMENT
SHOWING THE POSITION OF THERMO-COUPLE

—FIG. 6—

A = Area over the exhaust valve.

B = Area over the inlet valve.

C = Concave area.

D = Area over the piston.

The deposits in each place were gathered and weighed by sensitive balance. The area of each part was also calculated to study the intensity of deposit in each place. The results are tabulated in table (1).

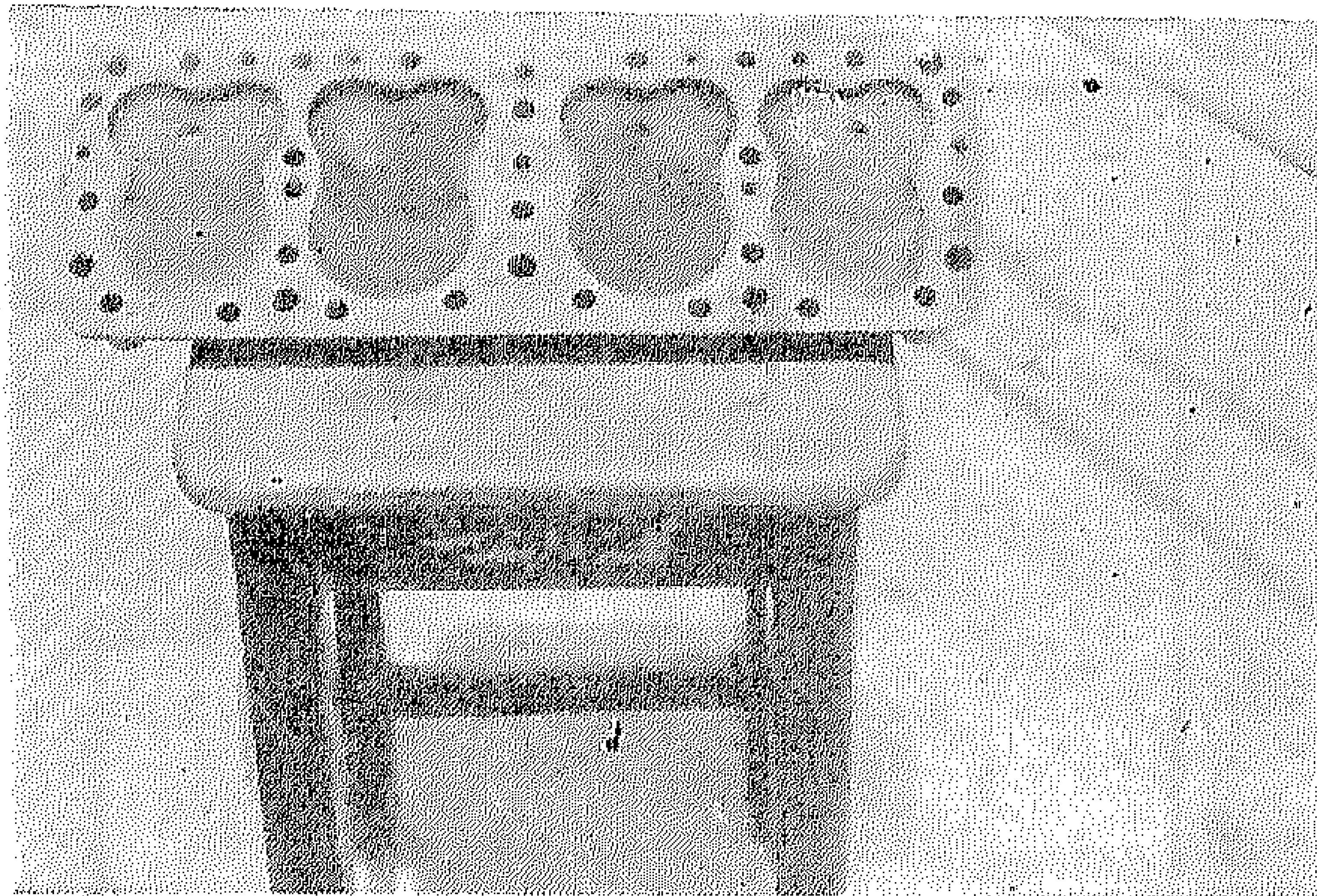


Fig. (3) shows the cylinder head of the Ford V8 engine in the Faculty laboratory before removing the deposit.

TABLE I

DISTRIBUTION OF DEPOSITS IN THE COMBUSTION CHAMBER

Cyl. No.	2		3		1 & 4	
Part	Wt. in. gr.	Density gr./cm²	Wt. in. gr.	Density gr./cm²	Wt. in. gr.	Density, gr./cm²
A	1.354	0.08	1.978	0.116	8.634 (A and B)	0.0615 (A and B)
B	0.9881	0.0615	1.106	0.066		
C	0.926	0.0368	1.782	0.0715	3.5992 (C and D)	0.112 (C and D)
D	1.4924	0.0425	2.98	0.08		

A = Area over the exhaust valve = 16.8 cm.²
B = Area over the inlet valve = 16.8 cm.²
C = Concave area = 26.2 cm.²
D = Area over the piston = 35.6 cm.²

Then the cylinder head was cleaned and the experiments were repeated, due to technical reasons, the Ford V8 in the A.T.C.R. laboratory (Moustafa Kamel Workshop) was used for the tests while that of the faculty laboratory was sent for repairs. The engine ran for about seven hours. To help the rapid formation of deposit, lubricating oil was injected in the intake manifold. After test the cylinder head was removed, the deposits were collected and weighed. The results are tabulated below.

Weight of deposit of each combustion chamber

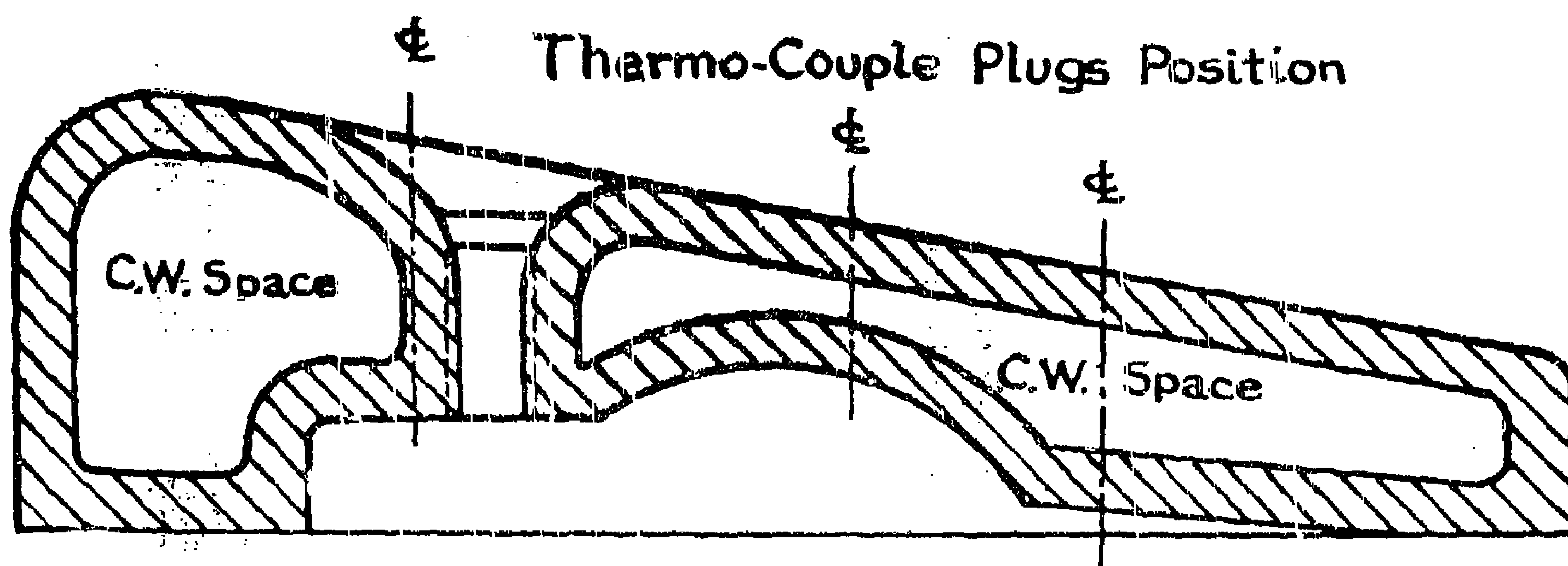
Cylinder No.	1	2	3	4
Weight in grams	0.50305	0.5326	0.6332	0.4983

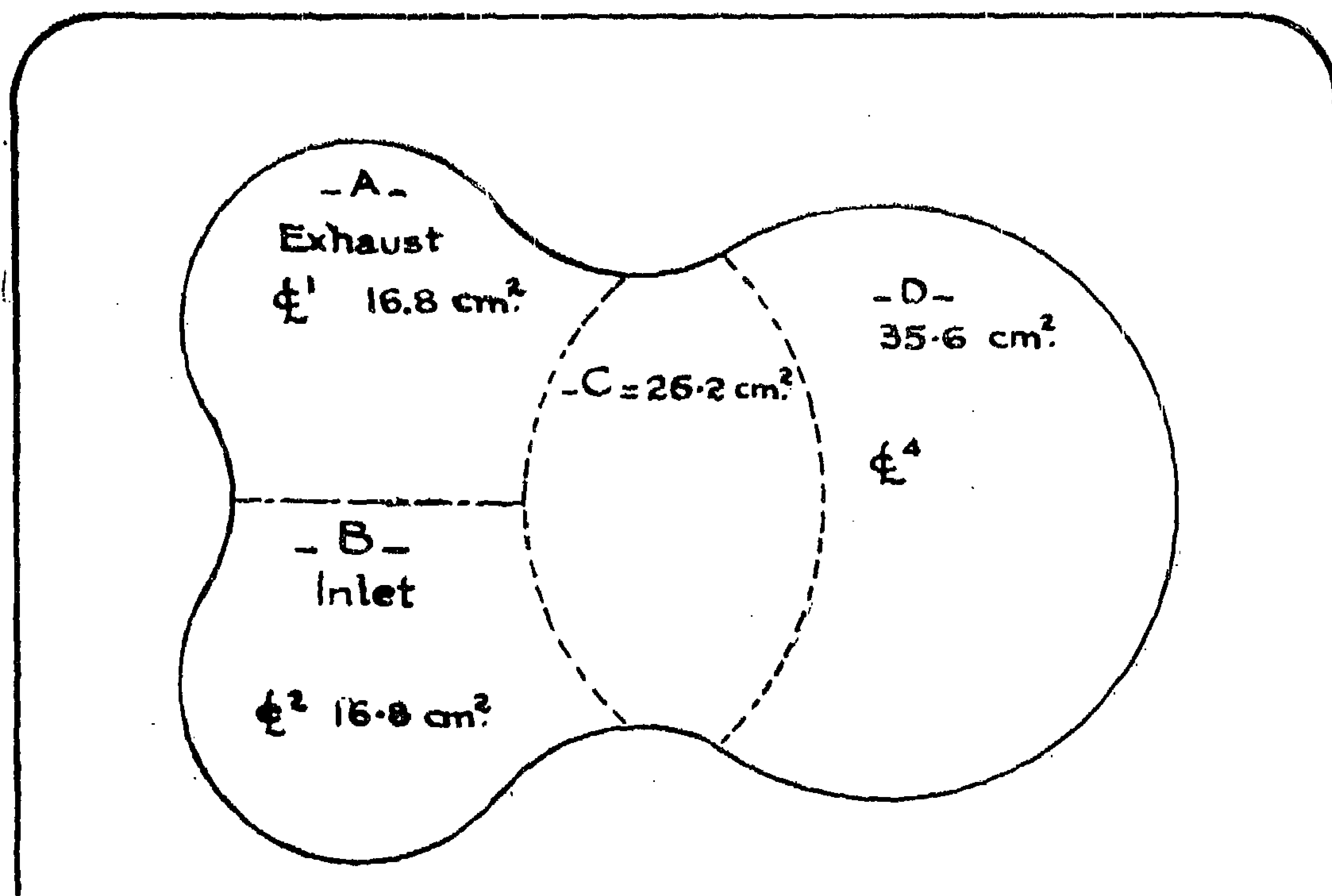
Note :—

More oil was observed in cylinders number "2 and 3".

Test results.

1.—The density of deposit accumulation is less in part "C" where excessive turbulence is





POSITION OF THERMO-COUPLE PLUGS IN CYLINDER HEAD	_ FIG. 4 _

There is usually a film fuel on the riser walls, and a sharp-edged or abrupt entrance into the distributor section will cause the wall film to be torn from the walls and re-enter the mixture stream particularly with down draft tee as shown.

Streamlining the tee without reduction the sectional area results in unequal fuel distribution between the branches, because the vee at the top riser is seldom in the correct manufacture to allow equal distribution, as shown.

4,— Elbow :—

Flow through an elbow results in higher pressure at the larger radius of the elbow. This pressure difference causes flow from the outer to the inner regions of the elbow and the liquid fuel tends to accumulate on the manifold wall beyond the inner radius.

III — AIR SUPPLY

1.— Air temperature :—

The higher the temperature of air entering the carburettor, the higher will be the rate of evaporation of fuel droplets. The formation of fuel droplets of larger size will be eliminated as it will soon be evaporated. The tendency of fuel condensation will decrease and hence good distribution will be the result.

2.— Humidity :—

The increased humidity of the air specially in hot countries helps in maintaining the aspirated air temperature high, due to the greater specific heat of water vapor. The rate of evaporation of fuel increases with less humid air.

EXPERIMENTAL PART

Charge distribution detection :—

Unequal charge distribution can be easily detected through the following factors :—

1.—By measuring the surface temperature of each cylinder. Unequal I.H.P. shows that there is unequal charge in the different cylinders.

2.—By analysing the exhaust gases from each cylinder. This method shows the mode of combustion process and excess air factor in each case.

3.—By measuring the surface temperatre of each cylinder. This method indicates the mode of combustion and hence the charge distribution of the mixture.

4.—Different rates of deposit formation in each cylinder in the same engine, shows that there are no equal mixture strengths and thus charge distribution.

These factors are only reliable when all clearances of the engine parts are the same and cooling of the engines is perfect.

Object :—

The object of the experiment is to measure the temperature at similar places in different cylinders of an engine. The variation in the measured temperature helps in detecting the charge distribution.

The Ford V8 carburettor engine in the faculty laboratory was chosen for this study.

Engine characteristics:

Bore	= 77.79 mms
Stroke	= 77.79 mms
Vs	= 2.9 letre
Number of cylinder	8
Type	V
Rated Power	75
Normal Speed	3600

It was not over-hauled for a long time, and a considerable amount of deposit was found on the cylinder heads (Fig. 3). One combustion chamber in the cylinder head was divided into four regions as shown in Fig. (4).

FACTORS AFFECTING CHARGE DISTRIBUTION:

1.—Shape of the manifold :—.

A manifold with circular cross section offers the least resistance to flow and consequently would be the most desirable if only air or gas had to be distributed. However, the manifold must also be designed to distribute the fuel which is usually in form of suspended droplets. The liquid particles tend to precipitate out of the mixture stream, and the manifold should make it possible to get the precipitated fuel back into the mixture stream.

A flat floor for the manifold spreads the liquid over a much larger surface and increases the possibility of evaporation and entrainment. A rough surface in the manifold offers considerable resistance to the flow of the wall film of fuel and will tend to increase the thickness of the fuel film. On the other hand a smooth surface reduces this tendency and it is more desirable. Unevenness of the floor of the manifold provides opportunity for pudles of fuel to accumulate, which at certain conditions will flow into one of the cylinders with bad effect on charge distribution. Dams may be cast integral with the floor and walls of the manifold to prevent the liquid fuel from flowing too freely to the end parts.

2.— Size of the manifold :—

The most effective means of obtaining good distribution of a charge, is to prevent liquid fuel from separation and taking different paths. This can be accomplished by maintaining a high velocity in the range of 70-100 m/s.

A small manifold will have high mixture velocities throughout the speed range. Under accelerating conditions there will be less tendency for fuel to drop out of the air stream when the throttle is opened suddenly. Thus less accelerating fuel is required. However, the engine output at high speeds will be restricted because of the throttling effect of the small manifold.

A large manifold is required for high outputs at high speeds, and large accelerating charges of fuel are required when accelerating from low speeds. The difficulties with the large manifold disappear with a dry mixture.

The determination of size of the intake manifold involves also the ports and valve areas. The major restriction in the entire induction system, from carburettor to the valve area, may be in any one of its parts, and in designing for maximum output the relation of the size of all the parts must be considered.

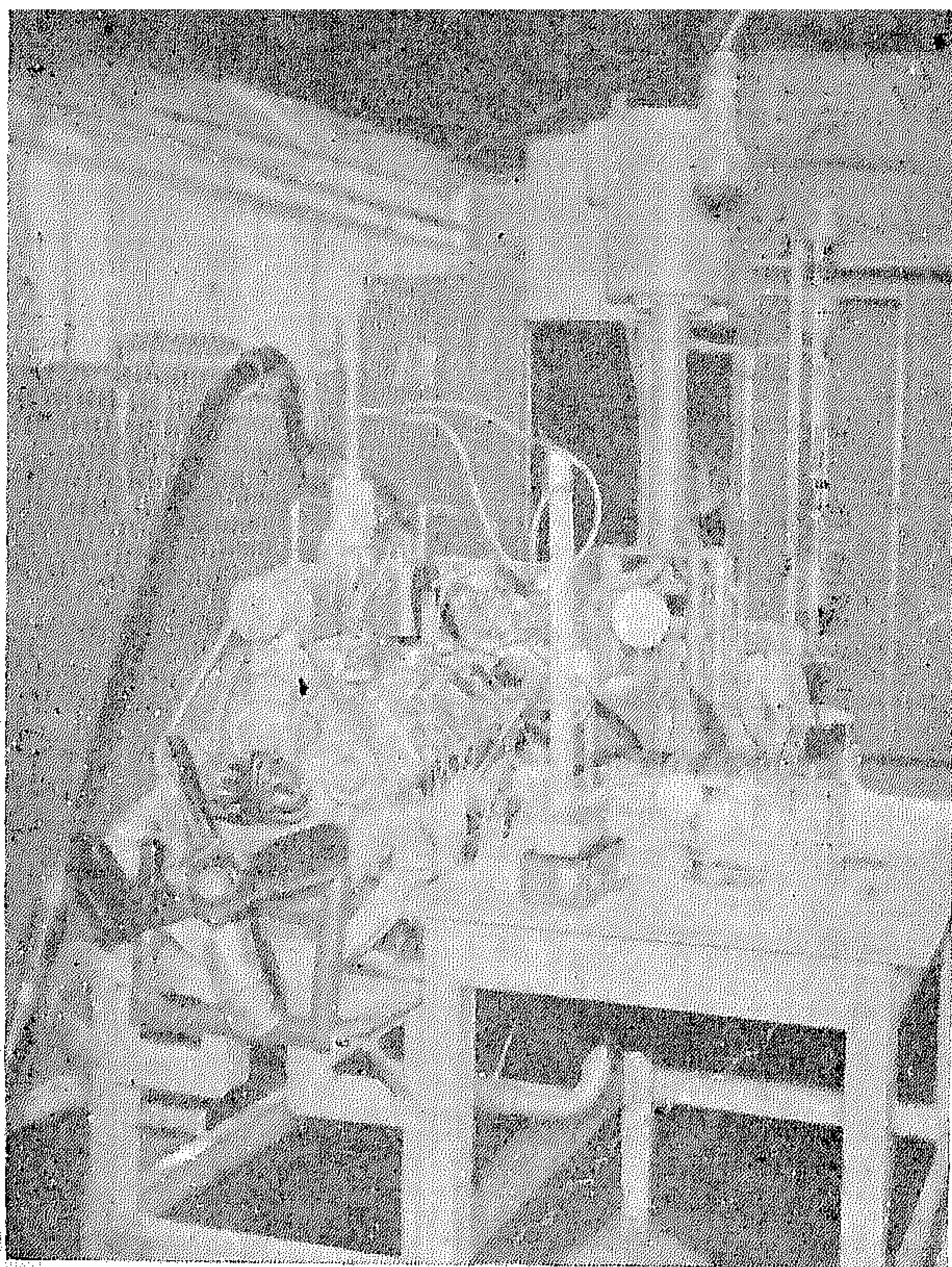
Large valves and valve areas are satisfactory with a well-vaporized or gaseous mixture. Smaller valve areas are more satisfactory with wet mixtures, since the increased velocity of flow tends to atomize the liquid at the edge of the intake valve or port.

3.— Manifold Tee :—

The division of the mixture for the various ports either occurs or begins to occur at the manifold tee. It is at this point that the heavy fuel particles, because of their inertia, separate from the fuel stream as shown and impinge on the surface above or below the riser for updraft or downdraft systems respectively. It is extremely important that this surface be perpendicular to the axis of the riser, so that there is no tendency of the fuel to be deflected more to one branch of the manifold than the other.

Another factor that makes this part of the manifold important is the tendency of the throttle valve to deflect the fuel particles to flow more along one side of the riser than the other, thus distributing more fuel to one branch than the other.

Attempts to streamline the manifold tee have resulted in undesirable effects. Any streamlining that increases the area as shown reduces the velocity of flow and facilitates precipitation of the fuel particles.



General Arrangement of the test for the Ford V8 petrol engine in the A.T.C.R. Laboratory.

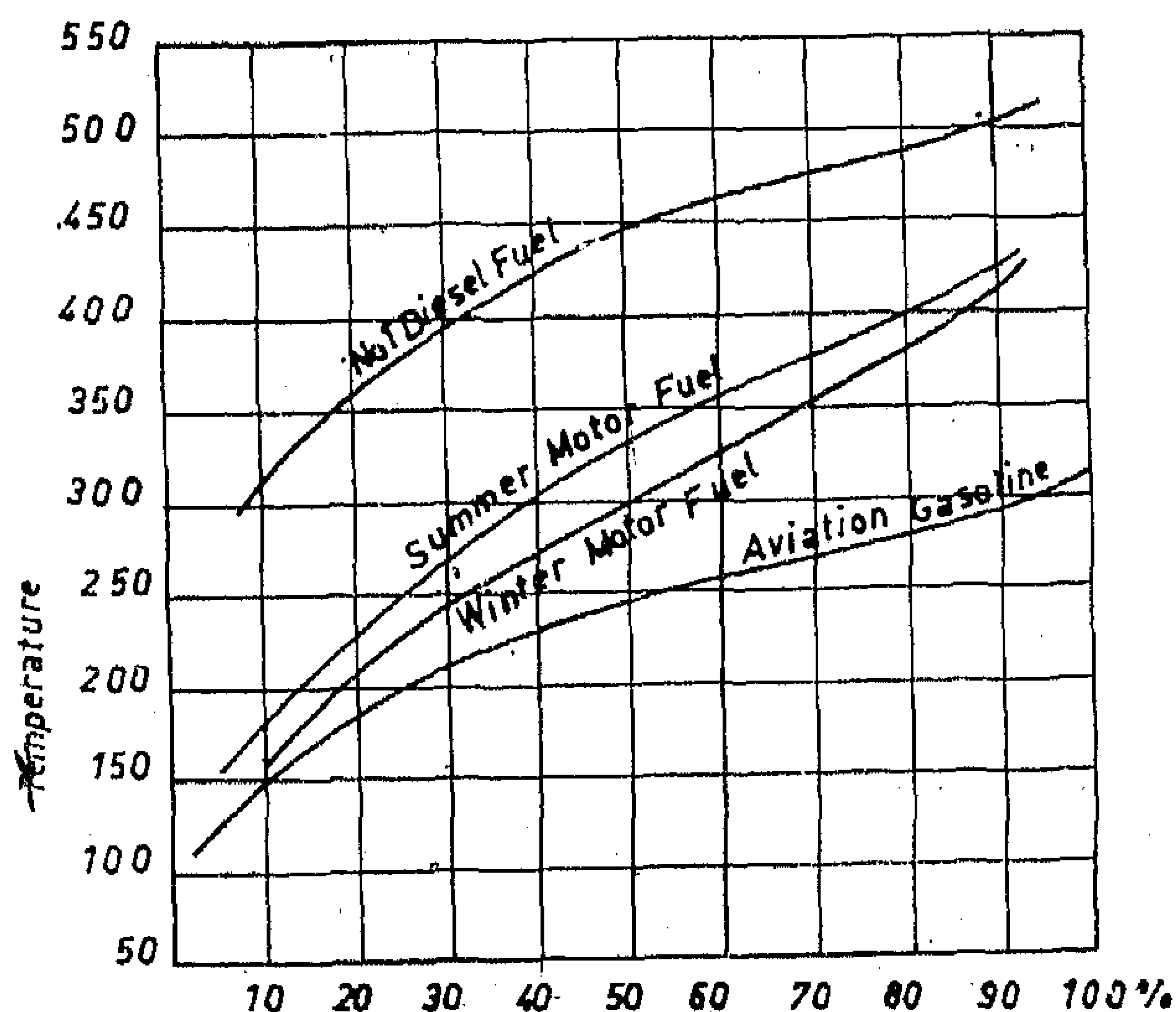


FIG. 2

The lead bromide is quite volatile and passes off with the exhaust if "Tel" is used alone metallic lead would be left by combustible and would deposit on the combustion chamber parts.

Under such conditions the spark plug may be affected very quickly by the formation of lead on the electrodes, causing spark plug fouling. Lead fouling of the spark plug may be induced by poor distribution of the charge, for the volatility of the ethylene dibromide is the same as that of the lighter ends of the fuel, while the volatility of Tel is about that of the heaviest fuel components. If the latter goes to one or two cylinders there will not be nearly enough ethylene dibromide to combine with the lead to prevent lead fouling in that cylinder. At same time other cylinder will be supplied with excess of ethylene dibromide. The free bromide released in those cylinder will be very corrosive and will attack the exhaust valve. Both lead fouling and corrosion of valve by ethylene dibromide have been very serious problems in aircraft engine in which the "Tel" content of fuel has reached 3-6 cc/gal.

From the previous discussion it is clear that fuel volatility does not only affect fuel distribution inside cylinder but also, the octane number of the charge present in each cylinder.

II — Manifold Design :

Poor manifold design leads to unequal distribution of the charge. One cylinder may be supplied with more charge than another and in the same cylinder the charge may vary from cycle to cycle.

Equal charge distribution can be easily done in case of gaseous mixture, but in case of liquid fuels in the mixture this condition is not easily achieved. So the problem in connection with manifold design, is to get the fuel in charge in the vapour state, and to promote equal flow resistance for each cylinder.

CAUSES OF POOR CHARGE DISTRIBUTION

Charge distribution in multi-cylinder engies depends on the following factors :—

I — Fuel

It is clear that the fuel properties affect the charge distribution in Multycylinder carburettor engines. The most important factors are the following :—

A.—*Dew point* :—

Dew point of the air-fuel mixture determines the percentage of fuel which will pass through the manifold in the liquid state, hence it is very important in charge distribution. The vaporization temperature drop of the fuel determines the temperature of the charge after carburettor. The temperature drop may be calculated as follows :

When volatile liquid is sprayed in an air stream, the temperature of the air will drop because heat is absorbed by the evaporated liquid. The magnitude of the air-temperature drop can be closely approximated by equating the product of the temperature drop, the specific heat, and weight of air flow to the heat of evaporation of the fuel (neglecting the effect on any change in temperature of the fuel between liquid and vapor state). The relation may be expressed as follows :—

(Air temperature drop) (weight of air flow) (specific heat of air) = (weight of fuel flow) (heat of vaporization)

Air temperature drop = 981 F/A F

= 546 F/A C

where

F = Weight of fuel flow

A = Weight of air flow

If the dew point is less than the resultant charge temperature after carburettor nozzle then fuel droplets will condensate and cause poor distribution.

B.—*Fuel volatility* (Boiling Point) :—

Distribution problems are often aggravated by the fact that the last portion of the fuel to be evaporated consists of "heavy ends" i.e. the last least volatile portion of fuel. The antiknock characteristics of these heavy ends are interior to the more volatile component. Thus the mixture going to the various cylinders of the same engine may differ in antiknock value by as much as 10 % octane number. The rate of fuel vaporization differs at different temperatures and mixture strength as shown in fig. (1).

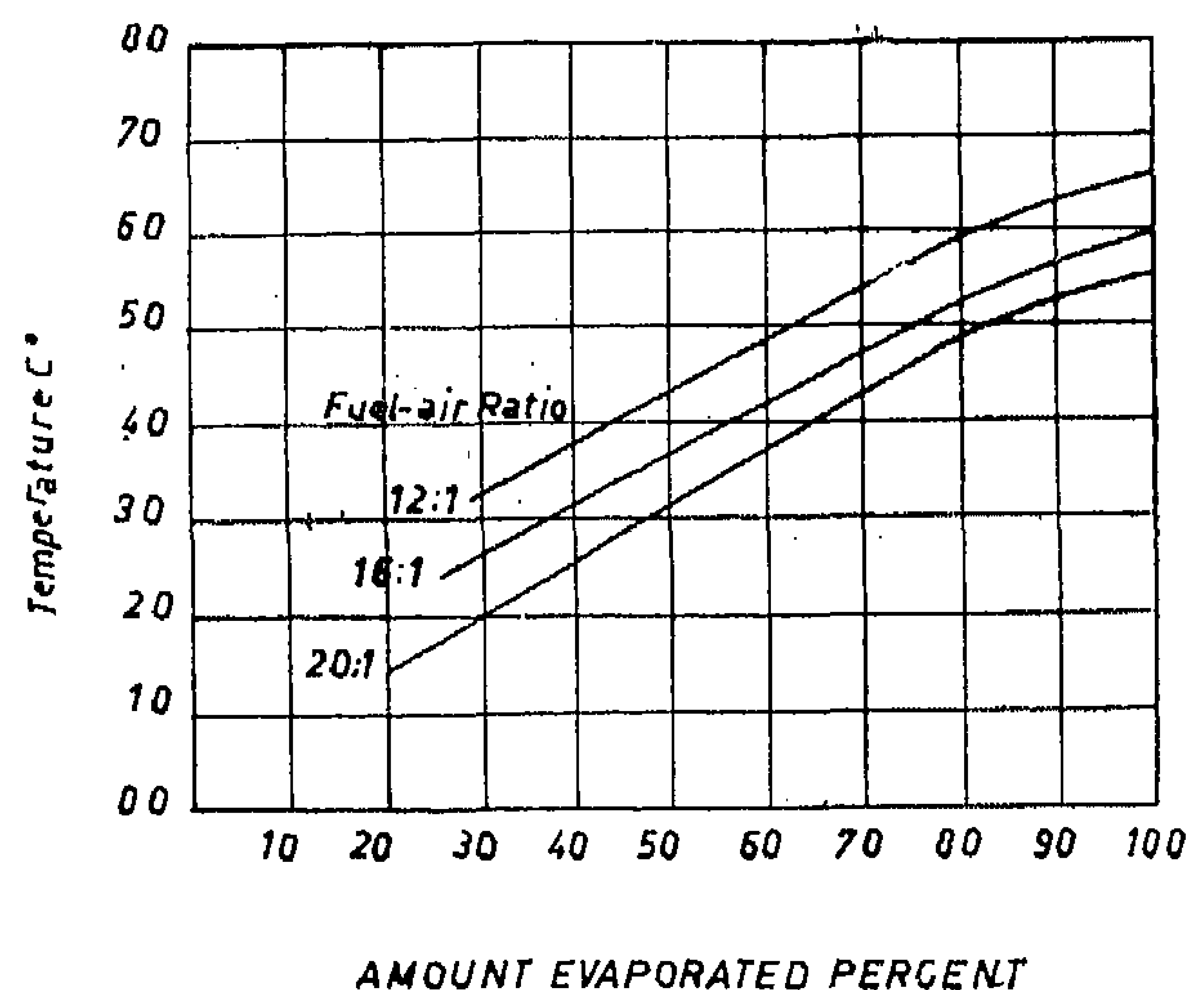


FIG. 1

Whenever fuel is subjected to heat, the light ends will evaporate readly while the heavy nds remain until a temperature is reached called "end point" where no fuel remains are liquid. This point determines the amount of preheat required for good distribution of the charge, fig. (2) shows the distillation curve for some fuels used. Thus poor charge distribution may arise, if the fuel has great difference in the volatility of its components.

Another form of poor fuel-component distribution may arise if tetraethyle lead (tel) content of the fuel is high. "Tel" is normally added to the gasoline in the form of ethyle fluid which contains ethylence dibromide in the chemically correct proportion to convert all the lead to lead bromide after combustion.

CHARGE DISTRIBUTION IN MULTICYLINDER CARBURETTOR ENGINES

By

Dr.-Ing. SAAD YOUSEF MOHAMED
Faculty of Engineering, Alexandria University

SUMMARY

Charge distribution in multi-cylinder carburettor engines is one of the most difficulties in constructing suction-manifolds, because of its effect on the mixture strength in different cylinders. Charge distribution depends on fuel properties, suction-manifold design, and condition of air supply. Unequal charge distribution can be detected though different output, different rates of deposit formation and different temperatures measured in different cylinders.

In this work, unequal charge distribution is detected experimentally by measuring different rates of deposit formation, and different temperatures in the Ford V 8 petrol engine. It was shown that the fuel properties affects greatly the charge distribution.

INTRODUCTION

Conditions and Distribution of Mixtures

The fuel spray after leaving the carburettor consists of evaporated fuel, a mist of fine particles and a considerable amount of heavier particles of fuel. The fine spray becomes coarser and the properties of heavier particles increases when the suction head and air velocity at the jets decreases. The condition of the mixture at the engine ports depends upon the heat added between the carburettor and ports, the velocity of flow and the design of the intake manifold. The manifold has to be arranged such that it will distribute the air and the fuel equally between the various ports. Ports must be designed to provide equal distribution of mixture between two cylinders if both are fed from a single port.

It is extremely difficult to obtain equal mixture distribution between the various cylinders of a multicylinder engine throughout the range of speed and load. Variation of combustion temperature and compression pressure between cylinders indicates unequal charge distribution. Also, a manifold that provide equal charge distribution does not necessarily provide equal fuel distribution, particularly when the mixture contains liquid fuel particles.

However in multicylinder engines, intake and exhaust manifolds play an important part in determining engine performance, partly through their effect on volumetric efficiency and even more through their effect on distribution of the charge to the various cylinders in carburettor engines.

To achieve an even distribution of both components of the charge in the different cylinders is one of the difficult problems which the designers must take into consideration. In case of poor charge distribution, mixture strength changes from cylinder to cylinder, it may also change from place to place in the same cylinder.

The author believes, with Moholy-Nagy, that "It is an individual as well as a social waste to have eyes and not see",[8] since it is essentially true that "everything in the world is strange and marvellous to well-open eyes".[9] Architecture and urban form may be superfluous endeavours as art, if the ability of the eye in form comprehension is not commensurate with the development of its physical abilities described by Blumenfeld :

> We did not develop the ability to see just for the fun of it, but in order to grab and avoid being grabbed. The good, the true and the beautiful light is the light which enables us to perceive real bodies. We want to perceive their exact size, shape and distance ; and to perceive real bodies. We want to perceive their exact size, shape and distance ; and to perceive them safely, easily and quickly.[10]

In addition to the ability to perceive size, shape and distance—safely, easily and quickly—the ability to perceive in patterns and *pattern relationships,* as well as in terms of *ground* and *figure,*[11] is of cardinal importance. To develop this requires personal interest, patients and training.

The terminology presented in this chapter describes but a fraction of the diverse form-ranges incident on the urban scene, and ther terminology suggested for conditions of form perception represents but a token. In more detailed discussion, it is necessary to borrow terminology from allied fields. The author hopes that the meaning for which words have been borrowed, will not be obscure. *One sees how even in the English language, one must often "coin" or "borrow" terminology from many other disciplines.* And, from this cursory discussion, Arab architects and urbanists, to say nothing about economists, sociologists and aestheticians will, no doubt, agree that the field of urban terminology in Arabic has not been improved on very much since Ibn Khaldun treated various urban aspects in al-Muqaddimah over six hundred years ago. One has underlined the terms needing standardized Arabic equivalents. An attempt to translate this article to Arabic will reveal the difficulties one will face due to the handicaps of non-standardized terminology.

* * *

---

8 L. Moholy-Nagy, *op. cit.*, p. 20.

9 José Ortega y Gasset, *The Revolt of the Masses*, p. 21.

10 Hans Plumenfeld, "The Integration of Natural and Artificial Lighting", *Architectural Record*, Vol. 88, No. 6, December 1940, p. 51.

.if two areas are so segregated that one encloses the other, the enclosing one will become the ground, the enclosed one figure". K. Koffka, *Principles of Gestalt Psychology*, p. 192. A tri-dimensional visualization of figure-ground relationships is helpful in urban form comprehension.

patterned, horizontal, vertical—or *nondescript.* It is helpful in urban design to envisage formations as *poised* against, or in relation to, each other, or as bringing out, or toning down, the *contrapuntal* property.

Whether on foot or wheels, "The usual manner in which we comprehend the character of a large town is by a succession of impressions as we pass from one point to another"[6]. The rate of succession or progression determine the degree of *tachistoscopic* experience ; this, in turn, determines the depthor superficiality of *impressionistic perception.* Because of the vast range of urban progression rates, urban designing must so dispose formations as to reveal to best advantage the latent aesthetic qualities inherent in the different rates. Mumford has written :

> This new kind of planning, with its full-fledged differentiation of the city's traffic and residential functions, produces differences in tempo which in turn have an architectural result. The change of speed from the through-traffic highway (safe average speed 45 m.p.h.) to the walking strip (maximum 4 m.p.h.) and in turn to the centre of the domestic area (crawling speed or complete rest) *should be translateed into appropriate forms of design.*[7]

Scale, and speed, *spans* will then refer to the spectrum of conditions that inhere in the individual, as a function of age, and in his locomotion, as a function of progression rate. *Crawl speed,* for example, is not only a kinetic designation ; it reflects an environment that demands dseign considerations in scale relationship unlike those of motor car speed.

The overall horizontal and vertical attributes of the Arab city, dramatic as they are, sisually, are not ordinarily, *in themselves,* starting points in urban design. Rather, to be viable, contemporary urban formation, like some past precedents, must be internally generated. If desired preconceptualized *architectonic* or *architectural* formation is compatible with the dynamics of *centripetal growth,* this is a happy coincidence in the interaction of urban form and function. To deform internal requirements in compliance with externall-conceived formation is contrary to the best contemporary city planning thought. The scope of such reconciliation, as what desired urban formation means, constitutes a basic partt of the substance of overall city planning study ; it may be added that this constitutes the architectural dilemma of evolving urban form.

Within the city, the spectator may discern complete or padtial architectural elevations, vistas (formal and informal), perspectives (linear and amplified), enclosures (which may include the former three attributes), silhouette, skyline and panorama. Such prospects depend on the paterns of horizonttal and vertical formation, and on conditions of foreground and background.

Extra-individual kinesthetic factors that change the visual outlook of urban form—movement of shadow patterns ; single or multiple reflections on water, glass or metal surface ; seasonal change in foliage ; acronical and night effects, night lighting ; polychromatic vicissitudes, people and cars—can be referred to as *modulators* of urban form.

Patterns repetitive of similar *motifs* result in a variety of *scapes.* The urban scene is replete with scape-producing objects—walls, chimneys, minarets, wires, poles, antennes, towers—in short, all the patterns that add up to townscape. Scapes of contiguous buildings are referred to as urban *facades*, a term applicable to describe the prospects of street blocks.

Urban study presupposes *visual acuity* and the capacity of comprehending form-buildup. The urban scen eis made up of many forms. Seen in patterns—intimate and and panoramic—it is, in this way, replete with forms.

---

[6] H. V. Lanchester, "Tradition and City Developlopment", *The Town Planning Review*, Vol. V, No. 4, January 1915, p. 264.

[7] Lewis Mumford, "The Modern City", *Forms and Functions of 20th Century Architecture*, Vol. IV, Talbot Hamlin, Ed., p. 814 (italics added).

urban significance except as an interesting visual exercise. Eye movement, depending on speed of progression and keeping optical collinear focus in the direction of movement, has the same effect as stationing the eye and moving objects in front of it. Were vision as simple as that, this type of parallax would be an interesting urban design consideration. *Composite parallax* (simultaneous movement and optical change) is the more realistic condition by which the urban scene is perceived. It is not simple because binocular and mobile vision introduce many visual subtleties which, together with the biological imperfections of the eye, indicate the need of their incorporation in urban design *for static, kinetic* and *kinesthetic conditions.*

These considerations are not merely important to silhouette for, on intimate urban levels, a consideration of visual and kinesthetic variables may influence the spatial disposition of urban emergents as well as guide the placement of visual accents, especially if, and when, the ordinary angles and ranges of vision are incorporated, by design, to counterbalance the limitations.

Gordon Cullen has delved into the visual aspects of the urban scene, and has proposed a series by which the eye may apprehend urban prospects. Describing the eye as fan-dancer, movie-camera, traffic cop, etc.[5], he has served to focus attention on the most important *registrar of urban form.* This indicates the importance to the urban architect of a detailed scientific knowledge of the properties, scope and limitations of the eye, in a stationary state and in a kinetic field. A knowledge of the techniques of astronomy is also indicated.

A departure in terminology is proposed here by reserving the term *skyline,* ordinarily associated with silhouette, to more intimate perceptions and glimpses of the urban scene, because intimate perception of the lines or urban masses, *within* the city, seem more closely etched against the sky as *backdrop.* This concept of sky-line has a three-dimensionality lacking in the conventional use of the term. Skyline is an omnipresent form-aspect of the city, whereas silhouette demands unique *vantage viewpoints* for full revelation.

The degree of vertical land coverage by urban spread may be called *vertical spread,* and its upper limit an *urban line,* in the same sense as snow or tree line are used. The importance of urban line to vertical texture and mosaic is clear ; legislation in this direction, in force in Zurich, seems to be indicated to protect or provide desired natural vertical texture. A cross section through vertical spread will reveal another type of urban silhouette important in studying silhouette along the base of a steep slope.

Often, by accident or design, an architectural form occurs in noticeable and interesting relationship to similar architectural or natural forms, repeating and thus reenforcing each other. Also, the reflection of forms on water is a case of reenforcement by inversion. Such phenomena will be referred to as physical *echos ;* when this occurs frequently, *multiple* echos ensue. Architectural elements related to each other, again by accident or design, in such a way as to compel visual relational reference, may be said to cause *architectural* movement. When such relations occur between architectural *formations* or *nucleations* on an urban scale, they may be described as *formation movements.* The study of such movements is *contrapuntal* or *appositional* composition. Formations may be *themic*—

[5] i. *Fandancer :* grandiose vista, screened vista, vista by implication, closed vista.
ii. *Netter :* sky and panorama, netted sky, netted panorama.
iii. *Agoraphobe :* enclosure, exposure, fluctuation, ornament of function.
iv. *Movie-camera :* free development.
v. *Articulator :* incident, flowing lines, undulation, projection and recession.
vi. *Exterior decorator :* trees, architectural elements, pattern makers.
vii. *Matchmaker :* scale, foil, intricacy, multiple use.
viii. *Sculptor :* buildings as sculpture, change of level, truncation, street furniture, significant objects, geometry.
ix. *Painter :* floorscape, traffic and road surfaces, wall scape, illusion, publicity.
x. *Traffic cop :* car parking, pedestrian way, hazards.
xi. *Poet :* the metaphor, individuality, nostalgia.
Gordon Cullen, "Townscape Casebook", *The* Architectural Review, Vol. 106, No. 636, December 1949, pp. 363-374.

houette is visually limited in linear extent by the distance of the eye from the *picture plane*. Limited urban spread can be seen completely in silhouette at moderate distances. Architectural detail is largely lost in silhouette, while architectural volume-outline becomes *urban silhouette*: the architectural formation is distinctly outlined and, in large measure, is *personalized* by the richness of architectural terminations—regular or irregular, compact or diffuse, castellated or tapered, monolithic or interstitial, even or serrated, continuous or fragmental. Depending on the collocation and vertical penetration of urban spread, *urban backdrop* or *background* may ensue, and may consist of natural and/or man-made features.

The *base* above which silhouetted formation rises—water, wall level or abrupt ground, planting—may provide an even or uneven *platform*. Vertical movement in silhouette base or platform effects a *drop* in silhouette datum. A vertical movement of platform base on an even *datum* is base *contour*. When the background to silhouette is solid (as a mountain), the peripheral movement of silhouette against background describes an urban *lineament*.

Silhouette may be surface or two-dimensional, spatial or three-dimensional, shallow or deep, depending on its horizontal disposition beyond the plane of first visual contact, and the degree of vertical masking at the same plane. These conditions will determine the *opacity* or *transparency*, of silhouette, functions of the relationships of *overlays* and absolute removal of their dispositions from the observer. Silhouette perception may be complete or partial, depending on its length and the linear extension along the extreme angles of the optical *spectrum*, or on the angle of vision which depends on the distance of the eye from the silhouette surface, for the unlikely condition of stationary seeing. Urban silhouette is rarely *simple* in shape. Even relatively simple urban entities, as a pyramidal Medieval city or some horizontally-monolithic Arab cities, differ in silhouette quality; the former has depth and vertical penetration while the latter, being monolithic, do not. When silhouette is spatially differentiated by *advancing and preceding planes and spatial interpenetrability*, it is *complex*, being enriched by the simultaneous effects of linear, amplified and *aerial perspective*; this latter type of perspective, caused by atmospheric interposition and *silhouette-in-recession*, accounts for resulting lack of visual clarity and ensuing visibility modulation. Perhaps Cairo and Istanbul, due to the preponderance of minarets and domes on their urban landscapes, are two cities that illustrate adequately and admirably all the urban phenomenona described above.

The vertical competition of masses in silhouette rarely reflects, but often belies, the actual circulation system. It is hard to deduce from Manhattan's silhouette, for example, its systematic rectangular street plan. Neither can one, from Kuwait's silhouette or vertical *configuration*, deduce the pattern of its rigid, forced and arcuated circulation system. And one can never believe, seeing the silhouette of Beirut—especially as one approaches it or recedes from it by sea—that it has, very nearly, a Medieval circulation system hidden behind the changing urban silhouettes which motion (and parallax) accentuate. This vertical competition causes the *total*, or *partial*, *eclipse* or *occultation* of emergents adversely juxtaposed in relation to the points of optical origin. The visual evidences of this phenomenon are inversely related to distance and dispositional proximity of emergents. Different heights and locations of natural and man-made features produce *truncation*, a result of total sectional eclipse. Truncation and occultation give silhouette a pattern reminiscent of abstract, geometric painting: a vertical collage.

The visual situation described so far is one resulting from, and seen by, *binocular fusion*. A static visual state is not normal. Movement of eye (assuming a static optical state), optical movement (assuming a stationary eye), and single occular vision create relative displacements in seen objects. The simplest and most effortless is relative movement by *binocular parallax*, capitalizing on the nature of vision—*binocular fusion*. This has no

areas, areas of spectator in short all two-dimensional urban improvements, are the urban voids or spaces. In apposition to these, and perhaps of more direct visual importance, are all the three-dimensional improvements—all other types of emergents as buildings, bridges, and highway interchanges which, with natural *salients*, are the urban volumes or solids.

By far the most important emergents are the manifold types of buildings whose size and proximity to each other determine urban *grain*. (Emergents as railroad marshalling yards, occupied parking lots, water-parking areas, and bridges contribute, also, to urban grain). Grain is a function of complex needs —inside and outside space requirements, land economics, topography (which by denying developable space alters overall grain relationships), division of labour, mechanical process, social functions, density of settlements. As the division of labour increases and technological requirements augment, the results will be hierarchically reflected in *collocational gradations* resulting in different types of urban grain. Since the city is basically zoned according to function, grain is an index of functional differentiation and the instruments of such differentiation as *zoning*.

Land form (vertically and horizontally) is instrumental in determining the *locus* and *grade* of grain patterns. Topography is important to contemporary urban design ; equally important in urban modeling are the horizontal land features. If the influences of land *configuration* are sympathetically recognized in design, their characteristics may be contributed to urban formation. Natural sweeps, or meanders, of water bodies and abrupt *contour drops*, often territorial in scale, may determine urban spread, texture and grain and, by dictating the specific loci of settlement, impart to it a boundary. Utilized judicously, natural configurations may give urban settlement, *ab initio*, a geomorphic form with scale characteristics commensurate with contemporary mobility.

Always warranting careful consideration, the *water-land* situation is of special significance to urban formation. The plastic architectural or sculptural quality of natural configuration can be relied upon, as formerly, to be a determinant of urban form. Today's possibilities are richer, because the scope of territorial scale may be instrumental in pervading the urban mosaic in full majesty. Moholy-Nagy has stated :

> One can enjoy the pictorial and graphic wealth of these interpenetrating planes, shadings, and textures. One can enjoy the juxtaposed elements, the correspondence of lines and surfaces, the continuation of planes, passing far back under other planes and coming out from the back to the front to disappear again ; one enjoy the subtle modulations which are brought to a crescendo by the space-building power of lines crossing, curving around and running diagonally. All that is *a celebration for the eye, a rhythmical and emotional exultation.*[4]

This description of early cubist collages approximates the form of the urban mosaic. It is not a simple, distinct form but, rather, intricate and must be seen from adequate altitude to be fully a celebration for the eye : a rhythmical and emotional exultation. As eye, intellect and memory are gradually accustomed to the *kinetic paces* of this age, they will be able to function in simultaneity in the grasp and perception of the unfolding urban mosaic.

The attributes of urban form discussed so far—*spread, matrix, mosaic, texture, grain*— are attributes on a horizontal plane and resemble, in this way, the roof plan of a build ing—by no means comprehensively indicative of the building. The structural significance of such horizontal attributes is most telling, *visually*, on a vertical plane,or a number of progressive-recessive vertical planes. Depending on the viewpoint and the limitations of the arc of vision, vertical attributes of urban *silhouette* (or *profile*). Instantaneous sil-

---

[4]L. Moholy-Nagy, *Vision in Motion*, p. 128 (italics added).

are more commonly discernible. The visible vicissitudes of the city, from spread to architectural detail, is a function of viewpoint; viewpoint location, thus, brings into the *visual field* ,a particular and quantitative aspect of urban formation.

When limitations or *masking* prevent seeing total conditions, *partial* spread, circulation system and other urban attributes are perceived. In the giant city, partial conditions of seeing are more realistic than total conditions revealed by air view or in smaller, limited-spread settlements. Driving down from the mountains towards Beirut, one is conscious of the many changing panoramas the city reveals. Coming down from Brummanah unfolds a Beirut quite different from the Beirut seen coming down from Dhour El-Shweir. Coming down from al-Muqqattam, one sees many Cairos, just as one sees many Damascuses when descending from al-Muhajereen. Herein lie the many fallacies and pitfalls of geometric planning. What constitutes a street plan, beyond immediate visual zones, is meaningless from the viewpoint of the pedestrian ; and, from *auto-borne* viewpoints, such planning is prone to visual monotony. A paper or geometric plan, however beautifully conceived, belies the visual suppositions on which it is presumably predicated, for never will a pedestrian, or even a motorist, *take in* visually, a whole city plan. Thus, overall areal (or aerial) planning, unmodified by a visual synthesis of space-scale limitations, could easily replace the weaknesses of street planning. As tools for functional studies, considerations of spread and circulation system are indispensible. As tools for urban design, unless guardedly employed, they may cause grave visual mistakes, as urban historic precedent is replete with.

If viewed partial spread is important, it should not be assumed that a partially-viewed circulation system is equally important. In an era of *land* instead of *street* planning, circulation must follow locational and topographic factors. The circulation system, aside from its functional importance, must be de-emphasized as a primary tool in urban formation.

Air-view reveals spread and circulation systems dramatically, exposing the urban *matrix* as never before. The *complex inter-stratifications* of the urban scene and its *pro-regioned spread* stand out boldly. If spread is the extent of urban settlement, matrix designates the intricate *structural fabric* resulting from the functional relationships within the composite urban settlement or its parts.

The urban matrix is in constant agitation. At a prescribed time, it is physically revealed by the urban *mosaic ;* the differential qualities of the component parts of the urban mosaic reveal the urban texture. More and more, as the gradual unbalanced relationship between inherited urban and more, as the gradual unbalanced relationship between inherited urban settlement and nature is redressed, natural texture will assume a pervading role in the *theme* of the urban mosaic. That buildings have different roof textures is not as important a textural differential as their broad *contextural* contribution to the overall mosaic : verdure, paving, land, water, building. Contrasting elements—open and built-up, husbanded and unhusbanded verdures, planted and unplanted areas (as lawns, parking spaces, playgrounds, gardens, paved areas—are *compositional* elements of design. A dramatic example of reverse urban textural relationships obtains in Venice and Stockholm, it is water, surrounded by urban mosaics. The same is true in Basra. In old Kuwait, there was the urbanized settlement contrasting with the sea and the desert.

Differentiable natural textures are potent tools in enriching the urban mosaic with contrasting properties, and will be more and more in evidence as urban *retexturing* gains in scope. But urban texture, *per se*, is meaningless unless the man-made and natural textures interlace in desired and balanced relationship. Since urban settlement presupposes, largely, man-made improvements, the means by which these improvements are positioned territorially, will fashion the urban mosaic with a certain degree of predictability. Man-made surface improvements—circulation elements, planted and unplanted open areas, paved

the ancient Lebanese town of Saida, one sees a compact, intersticine town lodged by the sea—an *organic* town—with a rash of building cluttering the town surroundings, as well as main routes passing through the town and converging on it. The old, compact town, austere and organic in form, yielded to expansive forces in the easiest way possible. The same is true of Kuwait, where the scale speed and tempo of urban spread are far more pronounced, in all probability, than in any other Arab settlement.

Urban form is, thus, firstly a function of spread. It is the first physical property of the city that may or may not be visually embraced as a whole depending, among other things, mainly on its extent. Broken into components, it is possible to envisage within the spread formation relationships as well as appositions within them : open, built, planted. Appositions within the urban spread, at the core of contemporary urban design, lend themselves to co-relational and, consequently, overall study. New scales—railroad, car, aeroplane—demand new urban thought ; the tools of such thought transcend conventional tools such as the street plan, and make it imperative to study urban spread in terms of such broad relationships as built and unbuilt surface, natural and man-made areas, water and land, buildable and unbuildable terrain, whereby urban studies become concerned with complex relationships in uses and functions on land surface, instead of with simple, two-dimensional studies of street patterns. This does not diminish the importance of street patterns ; rather, the demands of the system of linkage in spread will demand new vision to reconcile the competitive demands of the *circulation system*. Furthermore, if circulation patterns are devised for economy, it should not be surprising if geometric patterns emerge, since geometry is, in a way, the science of economic layout.

Differentiation of dimensions and designs of the components of the circulation system approaches the complexity of the human circulatory system. Guardedly, the proposition that a city is an organic *phenomenon* may be advanced only in so far as concern with its circulation system envisages the circulatory system of highly-developed organisms. Since *mobility* keynotes the contemporary city, its elements of *mobility*—as functional and motile platforms of vision—loom all-important in it. Thus the circulation system, incumbent on spread, will emerge dominantly in the process of urban regionalization. This is particularly true of Kuwait, where the circulation system—admittedly an inorganic and undifferentiated system (in the comprehensive planning sense)—is th eall-dominant physical feature of this recent and most unique Arab urbanization.

This then is the physical, horizontal setting of urban formation. Whether a man-made boundary exists or not, as soon as urban settlement takes place, it gains *limits of extent.* Time, natural deflectors and man determine the extent and shape of urban spread which are modified by modes of urban expansion : *annular accretion, caudated elongation, sectorial agglomeration,* and, on encountering other settlements, by *conurbation.* Spread rarely remains static. It may be diverted by natural obstacles as in Aden, Beirut and Amman, or shaped by planning as in Kuwait's ring-road system and the proposed curvilinear plan for Kuwait, to geometric, organic or otherwise cognate shapes ; or it may be geometrically and organically shapeless as in Beirut.

When expansion is unplanned, it is customarily called *sprawl ;* when planned it is *directed.* Directed expansion is the crux of city planning as it is endeavoured, by planning, to guide the paths of formation.

Seeing total spread and the complete circulation system is subject to optical limitations and obstructive incidences. Since visual obstruction is very real, neither spread nor circulation system are ever seen, *in toto,* at at the most common (and thus most important) level of perception—*the pedestrian scale.* Often, points-of-view are enhanced by topographic accents or high buildings which provide *vantage* viewpoints from which segments of spread and the circulation system

Manhattan. A glance at Kuwait from the air shows a city that has exploded, literally, beyond its old walled confines, and has spilled over into the desert, spreading in a formless and inarticulate way, despite the rigidity, or formality, of its general circulation system.

It is doubtful whether peripherally-bounded, compact entities such as Arab, Chinese, Middle Eastern or Medieval European towns can be deliberately recreated, without forfeiting elemental necessities as sun, light, and air, patiently interwoven into contemporary organic city planning thought. Rather, the search for a contemporary urban form must lie is new, if as yet uncharted, visual idioms. Nostalgic and aesthetic as some former urban forms may be, they are, by and large, incompatible with the scale and scope of contemporary dynamics. Concentration, congestion and centricism are potent tools in architectural and architectonic formation. Vertical accumulation, vertical-horizontal apposition and crescendo buildup remain no less visually exciting today than in their former applications. Fostered by the requirements of a pedestrian scale, limited spreads of component urban formations may continue to be justified in certain urban parts.

A unitary, overall contemporary form for the Arab city is harder to conceive within the context of a greatly expanded spread, and the doctrine of functional differentiation governing formation within this spread. Urban poly-formation, made up of related, or unrelated mono-formations, adds up on *areal* and time continuums to a tenuous urban entity whose overall unifying denominator is its two-dimensional spread and *varying,* rather than *uniform* (pedestrian) rates of progression throught it.

Formerly, the overall shape of urban spread was more easily describable geometrically. There is ample precedent for circular, rectangular, polygonal or even stellular urban spreads. Often, becase of the limited extent of spread, resulting urban bulk was fairly easy to describe, if not in pure, at least in combinations of geometric terms. Solid and descriptive geometry were adequate tools in urban form description, perhaps because such urban formations were, at least partly, *geometrically-conceived.* Contemporary polyformations were, as residential, industrial and commercial may, in themselves, be hard to describe in bulk; their spread lends itself to description by a combination of geometric, free and composite shapes.

Historically, the changed urban climate following the dissolution of Medievalism and feudalism at first extended the spread of the city in an absolute manner. The urban *perimeter* lengthened to meet new defense and population requirements. The city remained, nevertheless, an architectural entity, as Vauban's designs demonstrated. Earlier precedents aside, the urban explosion that followed Medieval urbanism may be considered the genesis of the geometrically-undefined spread of the contemporary city. After the pedestrian scale gave way to the carriage scale, the labyrinthic Gothic network of ways yielded to the straight road. Formal military parades replaced informal social processionals. The dominance of a palace, the subordination of nature to design, and the relation of palace and park started a new urban geometry.

Urbs and *rus* were no longer in clear-cut apposition, as the locked, constricted Medieval urban structure had been. Renaissance and, later, Baroque urban thought came to be in opposition to Medieval Urban thought. What became a philosophical precept, an intellectual revolution against the Gothic, came to be physically embodied in almost unlimited rigid and formal planning. Medieval and Gothic, some Renaissance writers held, was barbarian, uncivilized and uncouth. Pagan classicism was back with full force.

Classic planning gave birth to many of the difficulties confronting the contemporary planner. The new spread, compatible with the pace of carriage and parade, yielded further to the pace of the car. Speculation and empiricism guided the growth of urban formations along, and between, the circulation lines opened up for the car. Looking at

variable *patterns* often emerge—patterns of houses, streets, trees. As a residual consequence of such patterns, natural patterns, accidental or deliberate, result. It is due, largely, to the interaction between man-made and natural features that the form of urban settlement can be *described* and *designed.* Fundamentally, urban design is the deliberate manipulation of this interaction. That it should extend to the design of man-made features themselves is logical if not inevitable. The history of urban design may be traced by the varying emphases attached to this basic interaction, and the types of balance deliberately aimed at, or transpiring as a consequence of non-deliberate actions.

Horizontally, urban settlement on territorial surface reveals its imprint in many ways. Depending on viewpoint and plane of vision, overall characteristics of urban settlement can be described, subject to the modifying influences of natural variation. A major determinant of urban form is *land form* which moulds urban settlement directly—exploitation of natural salients—or indirectly—eschewal of natural salients. Examples of the first type are Jerusalem, Amman, and Istanbul, each situated on seven hills and deriving its overall undulating urban movement therefrom. The indirectly-modeled type is exemplified by the early Egyptian and Mesepotamean settlements which situated along river banks, thus electing, initially, not to negotiate adverse natural conditions while, in the meantime, employing the natural transportation advantage.

The overall horizontal coverage of urban settlement and its vertical movement are geomorphically modeled either positively or negatively. Urban growth, seeking territorial expansion, inundates surrounding territory and, by so doing, positive and negative geomorphic influences often coalesce to *form,* or *deform,* settlement in the image of the land. Regional metropolises, spilling beyond their embryonic loci by the centripetal scatter of population abetted by the pull of rapid transportation are, from a territorial-scale point-of-view, broadly geomorphic in configuration. When the concentration of *urban bulk* approaches territorial scale, urban form is in competition with, if not in opposition to, geomorphic bulk.

Air-views reveal the characteristics of contemporary Arab urban forms to best advantage. Territorial displacement, regional highway network, collinear ribbon extension along transportation arteries, instantly tell the story of urbanization before, since and as a result of the automotive, oil and commercial revolution. To the perceptive eye, they inspire visions of a new urban-rural drama being enacted in the Arab world.

The gigantism of the contemporary Arab city, with its engineering and architectural features ranging from the gigantesque to the minute, viewed from adequate altitude, has a physical form as expressive of contemporary socio-functional forces as those of many admired precedents. What has changed is the urban *span* which, however, has not been matched by a change in the pedestrian's span of vision. It is no wonder then, that those who seek to interpret contemporary urban form but cannot perceive it with one *coup d'œil,* are led to argue that "in these new cities one searches in vain for any common principle of design that would distinguish them from earlier towns. It is not by their form but by their formlessness that one must characterize all but a handful of the new communities."[3] On a territorial scale, the contemporary Arab city is not formless. Rather, its form is a *basic* departure from earlier town forms, however inarticulate the structure of that form may be at present. The chief characteristic of the contemporary grown city is its uncircumscribed *spread.* No walls or physical barriers delimit this spread, *in toto,* to give it a visual frame of reference. The contemporary Arab city, like a few precedents, has no man-made *boundary.* And rarely do cities grow into such urban islands with natural boundaries as those of Venice or

---

[3]Lewis Mumford, "The Modern City", *Forms and Functions of 20th Century Architecture,* Vol. IV, Talbot Hamlin, Ed., p. 775.

TOWARDS AN URBAN VOCABULARY IN ARABIC

By

Dr. SABA G. SHIBER,
Kuwait Municipality, Technical Section.

I. De Wolfe has said about the landscape: "As things stand today while every teacup gets itself documented by some famous expert, the greatest question our society has to face, involving the way of life for the whole community, goes by default, isn't even put down for discussion, just because there are no terms to discuss it with."[1] In this article some words, mostly describing *the whole community* physically, and some kinetic modes of its perception, are proposed and commented on. They may help start Arab architects, planners and persons with an urban interest and inclination to have at hand a vocabulary in the very important field of city planning. A *science-art* such as city planning cannot gain in depth and breadth without acquiring, first of all, a common and acceptable language. For the field of city planning to become a mature field, it must gain a mature semantic background, and the terms proposed herein must, soon, gain an acceptable equivalence in the Arabic language. The Arab engineers in their Eight Conference in Cairo, May 8-12, 1963, underlined the need for technical vocabulary, a very commendable recommendation. Todate, even such rudimentary terms as *zoning, urban silhouette, performance zoning, conturbation,* have no accepted and *standard* equivalents in the rich Arabic language.

To start with, one can state that, irrespective of period and place, as soon as urban settlement takes place, it may be described as a function of land coverage, volumetric displacement of urban emergents, and the variable points of observing the urban settlement; moreover, the *speed* at which the eye travels unravels kaleidoscopic conditions of urban *motion parallax.*

From a *form* point-of-view, urban settlement as envisaged in Cullen's statement:

> If I were asked to define Townscape, I would say that one building is architecture but two buildings is Townscape. For as soon as two buildings are juxtaposed the art of Townscape is released. Such problems as the relationship between the building and the space between the buildings immediately assume importance. Multiply this to the size of a town and you have the art of environment; the possibilities of relationship increase, manœuvres and plays proliferate. Even a small congregation of buildings can produce drama and spatial stimulation.[2]

Complex urban settlements differ from the simplest townscape only in the multiplicity of form. Thus, there is essentially no incongruity between the spatial state of an isolated barn and farm house, and more sophisticated urban spatial states. Statistical, political and other arbitrary means of urban description are transcended by the phenomenon of spatial generation. Even a house and tree generate spatial flux which comes within the scope of urban form.

Simple spatial fields are rendered richer and more complex by the variable scope and intensity of settlement, when motifs result,

---

[1] I. De Wolfe, "Townscape", *The Architectural Review,* Vol. 106, No. 636, December 1949, p. 355.

[2] Gordon Cullen, "Prairie Planning in the New Towns", *The Architectural Review,* Vol. 114, No. 679, July 1953, P. 33.

EDITING COMMITTEE

Prof. Dr.	MAHMOUD TALAAT,	*Chairman.*
Dr.	AHMED A. EL-ERIAN	*Editor in Chief*
Dr.	ALI RIFAAT HAMDI	*Editors.*
Eng.	EZZ EL-DIN FARAG	
Dr.	FOUAD BAHGAT	
Eng.	HASSAN T. EL-AROUSY	
Eng.	REFAAT ZAALOUK,	
Eng.	HAMED EL-KADDAH	*Treasury.*
Dr.	AHMED GENEDI	*Supervising Committee.*
Prof. Dr.	AHMED SHOKRY	
Eng.	KAMEL MAKSOOD	
Prof.	OMAR GHARBO	
Eng.	SALAH AMER	
Dr.	TAHER EL-HADIDI	

INFORMATION

- The editors welcome for publication engineering researches and articles as well as discussions on any material appearing in this periodical.
- This periodical does not hold itself responsible for the opinions expressed in it.
- Any material intended for publication must be sent to the Secretarial at either of the addresses of the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria.

SUBSCRIPTIONS

All members of the two Engineering Societies at Cairo and Alexandria are ipso facto subscribers of this periodical.

Subscription for engineers P.T.60 per annum.

Subscription for others P.T.150 per annum.

Subscription per part 15 P.T. for Engineers.

HEAD OFFICES

Cairo : Egyptian Society of Engineers,
28, Ramses Avenue, Cairo. Tel. 52106.

Alexandria : Society of Engineers,
66, Nabi Daniel St., Alex. Tel. 22222.

ADVERTISEMENTS

Sole agents for advertisements to be inserted in this periodical :

Moassasset Misr for Printing and Publication,
14, Zaki Str., Tawfikieh, Cairo.
Tel. 51601.

THE PROCEEDINGS
OF THE ENGINEERING SOCIETIES

QUARTERLY SCIENTIFIC PROCEEDINGS

ISSUED BY

ENGINEERING SOCIETIES AT CAIRO AND ALEXANDRIA

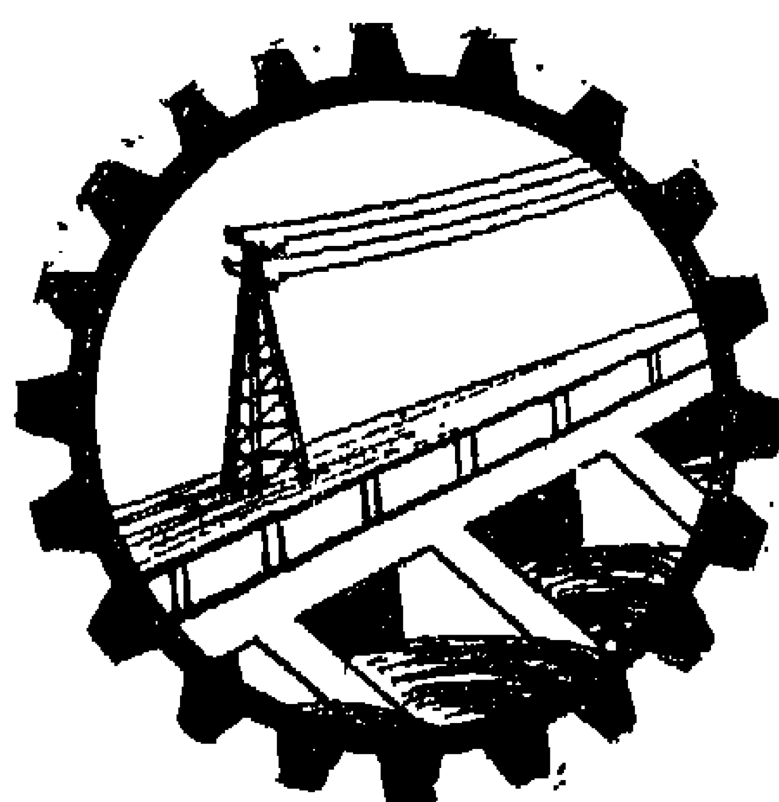
VOL. II — No. 4 — OCTOBER 1963

CONTENTS

ENGLISH SECTION

ARABIC SECTION

"Mondiale" Press—Cairo



THE PROCEEDINGS OF THE ENGINEERING SOCIETIES U.A.R.

OCTOBER 1963
Vol. II
No. 4